F 923

KAT

ACADEMIA REPUBLICII POPULARE ROMÎNE
INSTITUTUL DE ENERGETICĂ

Institut de Documentare Tehnică
BUCUREȘTI

STUDII ȘI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ

Országos Műszaki Könyvtár
TULAJDONA

1

ANUL VIII

1958

EDITURA ACADEMIEI REPUBLICII POPULARE ROMÎNE

ACADEMIA REPUBLICII POPULARE ROMÎNE
INSTITUTUL DE ENERGETICĂ

STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ

1

ANUL VIII

1958

EDITURA ACADEMIEI REPUBLICII POPULARE ROMÎNE

COMITETUL DE REDACȚIE

ACADEMICIAN I. S. GHEORGHIU – *redactor responsabil*; ACADEMICIAN C. BUDEANU; M. BERCOVICI, membru corespondent al Academiei R. P. R.; M. MARINESCU, membru corespondent al Academiei R.P.R.; C. DINCULESCU, membru corespondent al Academiei R. P. R.; A. AVRAMESCU, membru corespondent al Academiei R. P. R.; R. RĂDULEȚ, membru corespondent al Academiei R. P. R.; C. APETREI; G. BĂRĂNESCU.

STUDII ȘI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ
apare de 4 ori pe an

ACADEMIA REPUBLICII POPULARE ROMÎNE
INSTITUTUL DE ENERGETICĂ

STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ

Tomul VIII, nr. 1 1958

SUMAR

TERMOENERGETICĂ ŞI TERMOTEHNICĂ Pag.

E. RUCKENSTEIN şi V. SCHORR, Despre modelul propus de Levenspiel şi Walton pentru transferul de căldură dintre un strat fluidizat şi perete . . 7

E. RUCKENSTEIN, Despre transferul de căldură în cazul fierberii 15

NICULAE ANTONESCU, CONSTANTIN HAIDUC, EGON KIMMEL şi LIVIU COSTEA, Regimul termic şi hidrodinamic al cazanului experimental „Vuia" 21

VICTOR V. GHIA, O metodă pentru identificarea defectelor interioare ce pot apărea la recuperatoare 39

MAŞINI TERMICE

C. A. VASILESCU şi V. PIMSNER, Aplicarea teoriei vînei libere la un compresor cu jet lucrînd cu gaze de evacuare 47

TEHNOLOGIA COMBUSTIBILILOR

I. BLUM, FR. BOLCHI şi M. MIHAIL, Stabilirea indicilor de gazeificare a unor deşeuri agricole. I. Gazeificarea cojilor de la decorticarea orezului . . . 57

I. BLUM, FR. BOLCHI, B. BERCOVICI şi V. ARDELEANU, Influenţa alurii termice asupra calităţii cocsului. I. Studiul cărbunilor de Lupeni . . . 65

I. BLUM, TH. PIATKOWSKI, I. EPURE şi O. MĂRCULESCU, Posibilităţi de fabricare a unui gaz de gazogen desulfurat 79

ELECTROENERGETICĂ ŞI ELECTROTEHNICĂ

M. V. POPOV, Utilizarea bezoutiantei în teoria stabilităţii 87

C. I. MOCANU, Teoremele generale de reducere a reţelelor electrice 105

D. N. NESTORESCU, O nouă schemă de amplificator electronic de curent alternativ sensibil la fază 131

NOTE 145

RECENZII 151

EDITURA ACADEMIEI REPUBLICII POPULARE ROMÎNE

ACADÉMIE DE LA RÉPUBLIQUE POPULAIRE ROUMAINE
INSTITUT D'ÉNERGÉTIQUE

ÉTUDES ET RECHERCHES D'ÉNERGÉTIQUE

Tome VIII, n° 1 1958

SOMMAIRE

THERMOÉNERGÉTIQUE ET THERMOTECHNIQUE Page

E. RUCKENSTEIN et V. SCHORR, Considérations sur le mécanisme proposé par Levenspiel et Walton pour le transfert de chaleur entre une couche fluidifiée et une paroi 7

E. RUCKENSTEIN, Sur le transfert de chaleur dans le cas de l'ébullition . 15

NICULAE ANTONESCU, CONSTANTIN HAIDUC, EGON KIMMEL et LIVIU COSTEA, Le régime thermique et hydrodynamique de la chaudière expérimentale « Vuia » 21

VICTOR V. GHIA, Méthode permettant d'identifier les défauts qui peuvent apparaître dans un récupérateur 39

MACHINES THERMIQUES

C. A. VASILESCU et V. PIMSNER, Application de la théorie du jet libre à un compresseur à jet, fonctionnant aux gaz d'échappement 47

TECHNOLOGIE DES COMBUSTIBLES

I. BLUM, FR. BOLCHI et M. MIHAIL, Détermination des indices de gazéification de certains déchets agricoles. I. Gazéification de la bale de riz 57

I. BLUM, FR. BOLCHI, B. BERCOVICI et V. ARDELEANU, Influence de l'allure thermique sur la qualité du coke. I. Etude du charbon de Lupeni 65

I. BLUM, TH. PIATKOWSKI, I. EPURE et O. MĂRCULESCU, Sur la possibilité de fabriquer un gaz de gazogène désulfuré 79

ELÉCTROÉNERGÉTIQUE ET ÉLECTROTECHNIQUE

M. V. POPOV, Emploi de la bezoutienne dans la théorie de la stabilité 87

C. I. MOCANU, Les théorèmes généraux de réduction des réseaux électriques 105

D. N. NESTORESCU, Un nouveau schéma d'amplificateur électronique de courant alternatif sensible à la phase 131

NOTES 145

COMPTES RENDUS 151

ÉDITIONS DE L'ACADÉMIE DE LA RÉPUBLIQUE POPULAIRE ROUMAINE

АКАДЕМИЯ РУМЫНСКОЙ НАРОДНОЙ РЕСПУБЛИКИ
ИНСТИТУТ ЭНЕРГЕТИКИ

ТРУДЫ И ИССЛЕДОВАНИЯ ПО ЭНЕРГЕТИКЕ

Том VIII, № 1 1958

СОДЕРЖАНИЕ

ТЕРМОЭНЕРГЕТИКА И ТЕРМОТЕХНИКА Стр.

Е. РУКЕНШТЕЙН и В. ШОРР, О модели Левеншпиля и Вальтона. относительно теплопередачи между кипящим слоем и стенкой . 7

Е. РУКЕНШТЕЙН, О теплопередаче при кипении 15

НИКОЛАЕ АНТОНЕСКУ, КОНСТАНТИН ГАЙДУК, ЭГОН КИММЕЛЬ и ЛИВИУ КОСТЯ, Тепловой и гидродинамический режим опытного котла типа „Вуя" 21

ВИКТОР В. ГИЯ, Метод обнаружения дефектов в рекуператоре . . . 39

ТЕПЛОВЫЕ ДВИГАТЕЛИ

К. А. ВАСИЛЕСКУ и В. ПИМЗНЕР, Применение теории свободной струи к струйному компрессору, приводимому в действие отработанными газами 47

ТЕХНОЛОГИЯ ТОПЛИВА

И. БЛУМ, Ф. БОЛКИ и М. МИХАИЛ, Определение показателей газификации сельскохозяйственных отходов. I. Газификация рисовой шелухи 57

И. БЛУМ, Ф. БОЛКИ, Б. БЕРКОВИЧ и В. АРДЕЛЯНУ, Влияние теплового режима на качество кокса. I. Исследование угля месторождения Лупени 65

И. БЛУМ, Т. ПЯТКОВСКИ, В. ЕПУРЕ и О. МЭРКУЛЕСКУ, Возможность выработки обессеренного генераторного газа 79

ЭЛЕКТРОЭНЕРГЕТИКА И ЭЛЕКТРОТЕХНИКА

М. В. ПОПОВ, Применение безутианта в теории устойчивости. 87

К. И. МОКАНУ, Общие теоремы приведения электрических сетей . . . 105

Д. Н. НЕСТОРЕСКУ, Новая схема фазочувствительного электронного усилителя для переменного тока 131

ЗАМЕТКИ. 145

РЕЦЕНЗИИ 151

ИЗДАТЕЛЬСТВО АКАДЕМИИ РУМЫНСКОЙ НАРОДНОЙ РЕСПУБЛИКИ

DESPRE MODELUL PROPUS DE LEVENSPIEL ŞI WALTON PENTRU TRANSFERUL DE CĂLDURĂ DINTRE UN STRAT FLUIDIZAT ŞI PERETE *)

DE

E. RUCKENSTEIN şi V. SCHORR

I. Mecanismul transferului de căldură de la un strat fluidizat la perete a fost analizat de numeroşi cercetători**). Singurul model susceptibil însă de o tratare cantitativă se pare că este cel propus de Levenspiel şi Walton [2]. Interpretarea unor rezultate experimentale proprii, privind transferul de căldură de la un strat fluidizat cu motorină la perete, ne-a dus la concluzia că pe baza modelului lui Levenspiel şi Walton se poate construi un model întrucîtva diferit, în concordanţă mai bună cu experienţa. Scopul acestei lucrări este să atragă atenţia asupra acestui lucru.

În modelul propus de Levenspiel şi Walton se consideră:

1°. Corpul principal al stratului fluidizat se găseşte la o temperatură uniformă.

2°. Solidul fluidizat este compus din sfere cu acelaşi diametru dispuse în straturi orizontale, fixe, egal distanţate între ele.

3°. Stratul limită care se formează la perete este distrus în punctele de contact cu particulele solide, ele formîndu-se din nou între două asemenea regiuni succesive; cu alte cuvinte, particulele solide uniformizează distribuţia temperaturilor şi a vitezelor.

4°. Coeficientul de transfer de căldură α este dat de expresia $\alpha = \frac{\lambda}{\overline{\delta}}$, unde $\overline{\delta}$ este valoarea medie a grosimii stratului limită hidrodinamic corespunzător curgerii unui fluid semiinfinit pe o placă.

---

*) Lucrare prezentată Institutului de energetică la data de 7 septembrie 1957.

**) Se va vedea articolul de sinteză al lui Ju Chin Cu din [1].

Pentru cazul unui strat limită laminar, ei obţin expresia

$$\frac{\alpha D_r}{\lambda} = \frac{0{,}3}{\varphi}\left(\frac{D_r u_m}{\nu}\right)^{1/2}, \tag{1}$$

în care λ este coeficientul de conductibilitate termică, ν, viscozitatea cinematică, D_r, distanţa între două straturi orizontale succesive şi u_m, viteza medie a fluidului în tubul gol. Mărimea φ este dată de relaţia $\varphi = (1 + \alpha^2)^{3/2} - \alpha^3$, unde $\alpha = 0{,}041\,(1 - \varepsilon)\left(\frac{D_r u_m}{\nu}\right)^{1/2}$ şi apare în ecuaţia (1) pentru că Levenspiel şi Walton consideră că grosimea stratului limită nu începe de la zero. Pentru valori suficient de mici ale lui $\frac{D_r u_m}{\nu}$, $\varphi \approx 1$.

Distanţa D_r poate fi determinată funcţie de fracţiunea de goluri ε şi de diametrul D_p al particulei solide, considerînd un paralelipiped de înălţime D_r şi secţiune D_p^2 şi ţinînd seama că în acest volum se găseşte, conform modelului, o singură particulă*). Prin urmare,

$$D_r = \frac{\pi D_p}{6(1 - \varepsilon)}. \tag{2}$$

Vom analiza în cele ce urmează un model în care renunţăm la ipoteza simplificatoare 2° şi la unele aproximaţii implicate în ipoteza simplificatoare 4°, dar în care menţinem ideea fundamentală din modelul lui Levenspiel şi Walton şi anume ipoteza 3°.

II. Remarcăm că dacă se consideră coeficientul de transfer de căldură egal cu valoarea medie pe distanţa dintre două straturi orizontale succesive a coeficientului local de transfer de căldură pentru cazul curgerii unui fluid semiinfinit pe o placă, nu se fac unele aproximaţii implicate în ipoteza simplificatoare 4°.

Coeficientul local de transfer de căldură este dat de expresia [3]

$$\frac{\alpha_x x}{\lambda} = 0{,}34\left(\frac{u_m x}{\nu}\right)^{1/2} Pr^{1/3}, \tag{3}$$

x fiind distanţa măsurată de la ultimul strat orizontal străbătut de fluid şi Pr, numărul lui Prandtl.

Pentru valoarea medie a lui α_x pe intervalul D_r, se obţine

$$\frac{\alpha D_r}{\lambda} = 0{,}68\left(\frac{u_m D_r}{\nu}\right)^{1/2} Pr^{1/3}. \tag{4}$$

Am considerat că grosimea stratului limită începe de la zero.

III. Vom renunţa la ipoteza simplificatoare 2°, deoarece, în realitate, particulele solide nu sînt fixe ci au o mişcare descendentă în vecină-

*) De altfel, într-un strat fluidizat real aceasta reprezintă situaţia medie.

tatea peretelui și una ascendentă în regiunea centrală. Luarea în considerație a acestor mișcări introduce complicații în calcul. Pentru a ține totuși seama de ele vom analiza, la început, un model mai puțin real, însă mai simplu, în care considerăm că viteza fluidului în vecinătatea peretelui este constantă și egală cu $\frac{u_m}{2\varepsilon}$ (media aritmetică dintre viteza la perete și viteza în miezul curgerii). O anumită parte de fluid, care începe să curgă la perete după o uniformizare, parcurge, datorită mișcării descendente a particulelor solide, o distanță mai scurtă decît distanța D_r dintre două particule succesive, pentru a fi uniformizată din nou. Dacă v este viteza de coborîre a particulelor solide în vecinătatea peretelui (pe care o considerăm constantă), atunci această distanță este dată de expresia

$$D'_r = \frac{u_m/2\varepsilon}{(u_m/2\varepsilon) + v} D_r. \tag{5}$$

Pentru calculul coeficientului de transfer de căldură vom urmări o anumită parte de fluid în mișcare. Temperatura T în această parte de fluid satisface ecuația valabilă pentru un solid în regim nestaționar. Dacă considerăm raza tubului suficient de mare, atunci pentru o porțiune din vecinătatea peretelui, suficient de mică în comparație cu raza tubului

$$\frac{\partial T}{\partial t} = a \frac{\partial^2 T}{\partial y^2}, \tag{6}$$

unde t reprezintă timpul măsurat din momentul ultimei uniformizări, y distanța la perete și a difuzivitatea termică. Dacă adîncimea de pătrundere prin difuzivitate termică este suficient de mică, putem aproxima distribuția temperaturilor prin distribuția pentru un mediu semiinfinit.

Avem deci, următoarele condiții la limită

$$\begin{aligned} T &= T_p \text{ pentru } y = 0 \\ T &= T_m \text{ pentru } y = \infty \\ T &= T_m \text{ pentru } t = 0, \end{aligned} \tag{7}$$

T_p fiind temperatura la perete și T_m temperatura în masa fluidului. Soluția ecuației (6) pentru condițiile la limită (7) este [4]

$$\frac{T - T_p}{T_m - T_p} = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^{\frac{y}{2\sqrt{at}}} e^{-\mu^2} d\mu. \tag{8}$$

Fluxul de căldură este dat de expresia

$$q = \lambda (T_m - T_p) \left(\frac{1}{\pi a t}\right)^{1/2} \tag{9}$$

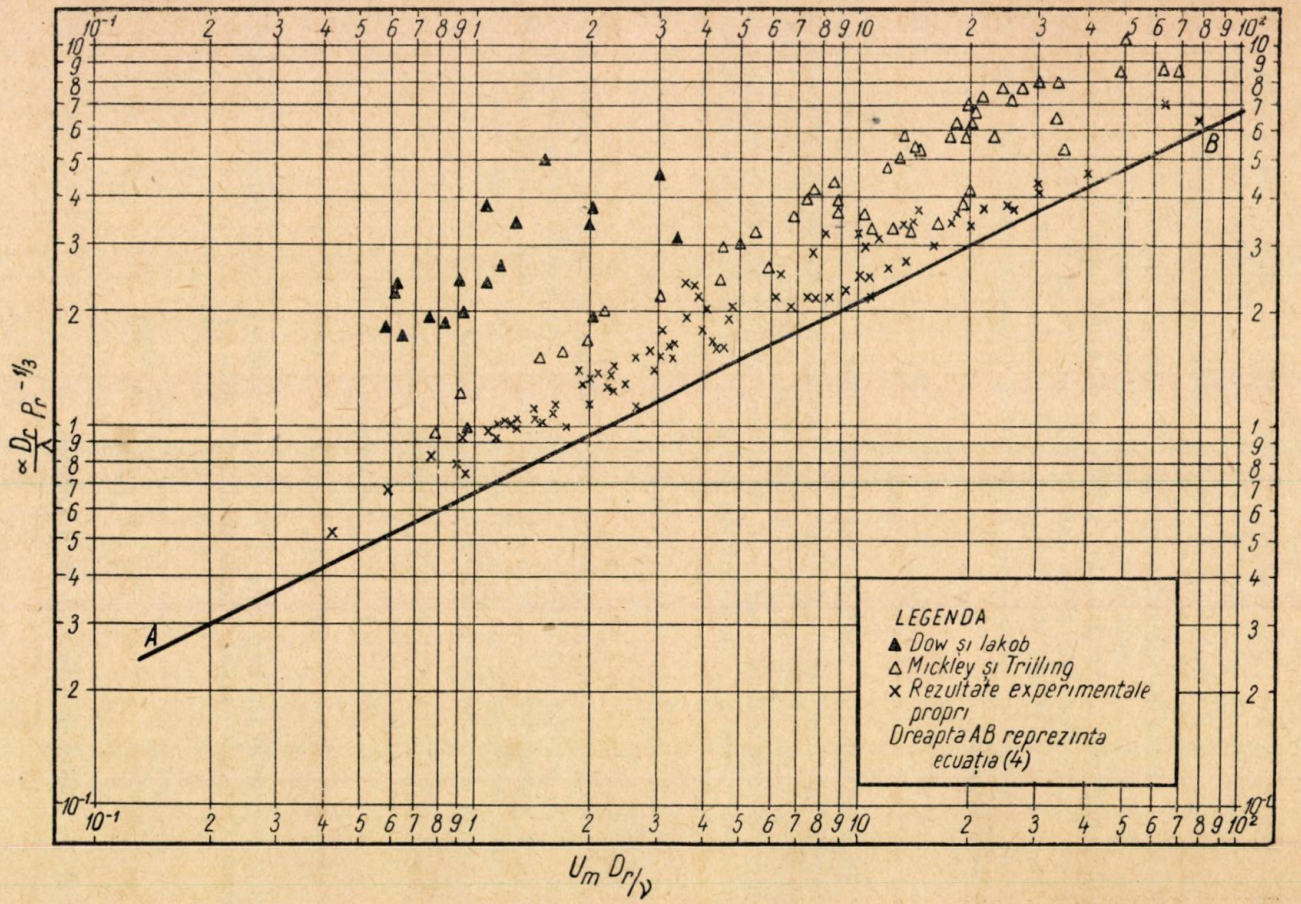

$\alpha \frac{D_r}{\lambda} P_r^{-1/3}$
$U_m D_r/\nu$
A
B
LEGENDA
▲ Dow și Iakob
△ Mickley și Trilling
× Rezultate experimentale proprii
Dreapta AB reprezintă ecuația (4)

Fig. 1

și deci

$$\alpha_t = \lambda \left(\frac{1}{\pi at}\right)^{1/2}. \tag{10}$$

Deoarece este firesc să definim pe α ca valoarea medie a lui α_t în intervalul de timp dintre două uniformizări succesive, obținem

$$\frac{\alpha D_r'}{\lambda} = \left(\frac{4}{\pi}\right)^{1/2} \left(\frac{u_m D_r'}{2\varepsilon\nu}\right)^{1/2} Pr^{1/2}. \tag{11}$$

Folosirea ipotezei simplificatoare 2° ar fi condus la

$$\frac{\alpha D_r}{\lambda} = \left(\frac{4}{\pi}\right)^{1/2} \left(\frac{u_m D_r}{2\nu}\right)^{1/2} Pr^{1/2}.$$

Să revenim la modelul mai real.

Renunțarea la ipoteza simplificatoare 2° cere înlocuirea lui u_m prin $\frac{u_m}{\varepsilon}$ și, prin analogie cu modelul mai simplu prezentat mai sus, la înlocuirea lui D_r cu o altă lungime, despre care presupunem că este dată, într-o primă aproximație, tot de expresia (5). Pe această cale obținem ecuația

$$\frac{\alpha D_r}{\lambda} = 0{,}68 \left(\frac{u_m \varepsilon}{u_m + 2\varepsilon v}\right)^{-1/2} \left(\frac{u_m D_r}{\nu}\right)^{1/2} Pr^{1/3}. \tag{12}$$

Subliniem faptul că modelul pe care-l folosim implică neglijarea oricărei influențe asupra transferului de căldură, a antrenării fluidului în imediata vecinătate a peretelui de către particulele solide. Asupra acestui efect vom reveni într-o lucrare ulterioară.

IV. Vom compara rezultatele teoretice atît cu propriile noastre rezultate experimentale, privind fluidizarea cu motorină ($Pr \approx 35$), cît și cu rezultate experimentale din literatură [5], [6] privind fluidizarea cu aer ($Pr \approx 1$). Din figura 1 se constată că rezultatele experimentale pentru fluidizarea cu motorină se așternaproximativ pe o aceeași curbă cu cele ale lui Mickley și Trilling [5] pentru fluidizarea cu aer. Datele experimentale ale lui Dow și Iakob [6] sînt ceva mai sus. Valorile medii ale datelor experimentale sînt cu aproximativ 50 % mai sus decît ecuația (4) reprezentată prin dreapta AB. Apariția factorului $\left(\frac{u_m \varepsilon}{u_m + 2\varepsilon v}\right)^{-1/2}$ în ecuația (12) deplasează datele date de ecuația (4) către cele experimentale.

V. Atragem atenția asupra faptului că modelul lui Levenspiel și Walton permite explicarea maximului care apare cînd se reprezintă $\frac{\alpha D_p}{\lambda} Pr^{-1/3}$ funcția de $\frac{u_m D_p}{\nu}$. Un astfel de maxim a mai fost semnalat [7] și după

cum se constată din figura 2 apare și la reprezentarea datelor noastre experimentale cît și a ecuației (4) (curba de jos) pentru fluidizarea Ba Cl_2 + + $2H_2O$ ($D_p = 2{,}75 \cdot 10^{-4}$m.) cu motorină. În fig. 2 $Re = \frac{u_m D_p}{\nu}$ și $Nu = \frac{\alpha D_p}{\lambda}$.

Un astfel de maxim este posibil în cadrul modelului lui Levenspiel și Walton pentru că o dată cu creșterea vitezei crește ε (deci D_r) și gro-

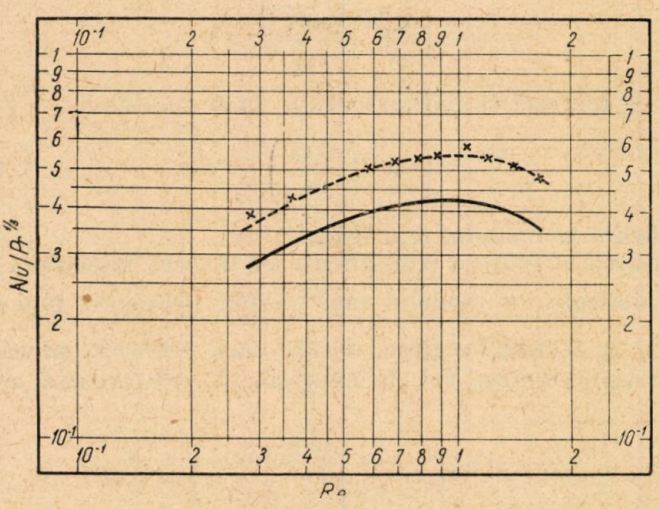


Fig. 2

simea stratului limită scade. Or, coeficientul de transfer de căldură α scade cînd lungimea D_r a stratului limită crește și crește cînd grosimea stratului limită scade. Aceste efecte contrarii fac eventual posibilă existența unui maxim.

VI. Din descrierile existente în literatură, privind atît fluidizarea cu lichide cît și fluidizarea cu gaze, se poate trage concluzia că doar fluidizarea cu lichide poate fi în general reprezentată, în mod aproximativ, cu ajutorul modelului de mai sus Fluidizarea cu gaze are un caracter mai complex și este surprinzător faptul că rezultatele experimentale ale lui Mickley și Trilling, privind fluidizarea cu gaze, se așternaproximativ pe aceeași curbă cu rezultatele noastre experimentale privind fluidizarea cu lichide (fig. 1).

Menționăm de asemenea faptul că din observațiile noastre vizuale rezultă că, în cazul fluidizării cu lichide, viteza v contribuie în mod apreciabil la valoarea factorului $\left(\frac{u_m \varepsilon}{u_m + 2\varepsilon v}\right)^{-1/2}$. În cazul fluidizării cu gaze, această contribuție este în general mai puțin importantă. Asupra acestor probleme vom reveni într-o lucrare ulterioară.

Institutul politehnic, București

О МОДЕЛИ ЛЕВЕНШПИЛЯ И ВАЛЬТОНА ОТНОСИТЕЛЬНО ТЕПЛОПЕРЕДАЧИ МЕЖДУ КИПЯЩИМ СЛОЕМ И СТЕНКОЙ

КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ

Толкование результатов собственных опытов по теплопередаче между кипящим слоем на дизельном топливе и стенкой трубы, а также некоторых данных технической литературы, приводит к заключению, что на основании модели Левеншпиля и Вальтона можно построить несколько иную модель, лучше согласующуюся с опытными данными. Для этой модели исходят из предположения, что пограничный слой, образующийся на стенке, разрушается в точках соприкосновения с твердыми частицами, которые, в отличие от модели Левеншпиля и Вальтона, не считаются неподвижными.

При ламинарном режиме получается выражение

$$\frac{\alpha D_r}{\lambda} = 0{,}68\left(\frac{u_m \varepsilon}{u_m + 2\varepsilon v}\right)^{-1/2}\left(\frac{u_m D_r}{\nu}\right)^{1/2} Pr^{1/3}, \qquad (12)$$

где α — коэффициент теплопередачи, λ — коэффициент теплопроводности, D_r — расстояние, данное уравнением $D_r = \frac{\pi D_p}{6(1-\varepsilon)}$ (где D_p — размер частицы), u_m — средняя скорость в незаполненной трубе, v — скорость опускания твердых частиц вблизи стенки, ε — доля объема, занимаемая жидкостью, ν — кинематическая вязкость и Pr — критерий Прандтля.

Для ламинарного режима вышеупомянутые авторы вывели уравнение:

$$\frac{\alpha D_r}{\lambda} = 0{,}3\left(\frac{u_m D_r}{\nu}\right)^{1/2}.$$

Отношение (12) лучше согласуется с опытными данными, чем уравнение Левеншпиля и Вальтона.

CONSIDÉRATIONS SUR LE MÉCANISME PROPOSÉ PAR LEVENSPIEL ET WALTON POUR LE TRANSFERT DE CHALEUR ENTRE UNE COUCHE FLUIDIFIÉE ET UNE PAROI

RÉSUMÉ

Certains résultats expérimentaux, obtenus par les auteurs en ce qui concerne le transfert de chaleur entre une couche fluidifiée avec gas-oil et la paroi du tube, interprétés en même temps que des données fournies par la littérature, permettent de conclure qu'on peut construire, à partir

du modèle de Levenspiel et Walton, un modèle quelque peu différent, mais en meilleur accord avec l'expérience. A la base de ce modèle se trouve l'hypothèse que la couche-limite, se formant près de la paroi, est détruite dans ses points de contact avec les particules solides, qui, à la différence du modèle de Levenspiel et Walton, ne sont plus considérées comme fixes.

On obtient, dans le cas laminaire, l'expression :

$$\frac{\alpha D_r}{\lambda} = 0{,}68\left(\frac{u_m \varepsilon}{u_m + 2\varepsilon v}\right)^{-1/2}\left(\frac{u_m D_r}{\nu}\right)^{1/2} Pr^{1/3} \qquad (12)$$

où α est le coefficient de transfert de la chaleur, λ, le coefficient de conductibilité thermique, D_r une distance donnée par l'équation $D_r = \frac{\pi D_p}{6(1-\varepsilon)}$, D_p, le diamètre de la particule, u_m, la vitesse moyenne dans le tube vide, v, la vitesse du mouvement descendant des particules solides à proximité de la paroi, ε, la fraction de volume occupée par le fluide, ν, la viscosité cinématique et Pr, le nombre de Prandtl.

Levenspiel et Walton ont obtenu, pour le cas laminaire, l'équation

$$\frac{\alpha D_r}{\lambda} = 0{,}3\left(\frac{u_m D_r}{\nu}\right)^{1/2}.$$

L'expression (12) concorde de meilleure façon avec l'expérience que l'équation de Levenspiel et Walton.

BIBLIOGRAFIE

1. D. F. OTHMER, *Fluidisation*. Reihold Publishing Corporation, New York (1956).
2. O. LEVENSPIEL, J. S. WALTON, Chem. Eng. Progress Symposium series, **50**, *9* (1954).
3. В. Г. ЛЕВИЧ, *Физикохимическая гидродинамика*. Изд. Акад. Наук СССР. Москва (1952).
4. H. S. CARSLOW, J. C. IAEGER. *Conduction of Heat in Solids*. Oxford University Press, Londra (1947).
5. H. S. MICKLEY, C. A. TRYLLING, Ind. Eng. Chem, **42**, 1137 (1949).
6. W. M. DOW, M. IAKOB, Chem. Eng. Progress, **47**, 637 (1951).
7. R. N. BARTHOLOMEW, D. L. KATZ, Chem. Eng. Progress Symposium Series, **48**, 4 (1952).

DESPRE TRANSFERUL DE CĂLDURĂ ÎN CAZUL FIERBERII *)

DE

E. RUCKENSTEIN

Cercetările experimentale privind fierberea apei în condiţii de convecţie liberă duc, printre altele, la următoarele concluzii mai importante [1], [2], [3]:

1. Lichidul este supraîncălzit faţă de vapori, aceştia din urmă avînd temperatura corespunzătoare saturaţiei.

2. Cea mai mare parte din cantitatea de căldură dată sistemului este luată, în mod direct, de lichid şi transmisă prin vaporizare bulelor de vapori în mişcare.

Aceste constatări experimentale permit deci să se considere că cea mai mare parte din căldură este transmisă direct lichidului care o retransmite datorită supraîncălzirii Δt către suprafaţa bulelor.

Scopul acestei note este să analizeze doar transmiterea de căldură de la lichid la bulele în mişcare şi anume să arate că un model în care se consideră că schimbul de căldură se petrece între bule şi mici părţi de lichid care rămîn un timp scurt în contact cu bulele conduce la o expresie pentru coeficientul de transfer de căldură dintre lichid şi bulă care dă valori de acelaşi ordin de mărime cu datele experimentale ale lui W. Fritz şi W. Ende [4].

I. O bulă de vapori nu se poate genera de la o rază $R = 0$, motiv pentru care fierberea nu începe decît dacă există curburi finite (de exemplu, cele ale asperităţilor) pe suprafaţa de încălzire. O bulă de vapori de rază R poate să apară la o supraîncălzire $\Delta t'$ a lichidului dată de expresia

$$\Delta t' \approx \Delta p \left(\frac{dt}{dp}\right)_s , \qquad (1)$$

*) Lucrare prezentată Institutului de energetică la 28 septembrie 1957.

în care

$$\Delta p = \frac{2\sigma}{R} \frac{\gamma'}{\gamma' - \gamma''} \tag{2}$$

și

$$\left(\frac{dp}{dt}\right)_s = \frac{Jr}{T_s\left(\frac{1}{\gamma''} - \frac{1}{\gamma'}\right)}. \tag{3}$$

σ este tensiunea superficială (kgf/m), γ' greutatea specifică a lichidului (kgf/m^3), γ'' greutatea specifică a vaporilor, r căldura de vaporizare (kcal/kgf), T_s temperatura corespunzătoare saturației în °K și J echivalentul mecanic al caloriei.

Prin urmare, o anumită asperitate, caracterizată prin dimensiunea liniară l, poate deveni un centru activ, dacă supraîncălzirea Δt a lichidului, în vecinătatea suprafeței de încălzire este suficient de mare pentru ca

$$l \geqslant \frac{2\sigma T_s}{Jr\gamma''\Delta t}. \tag{4}$$

Să presupunem că există pe suprafața de încălzire, care în cazul considerat este orizontală, asemenea centre active. Pe ele se vor forma bule de vapori care se desprind numai în momentul cînd diametrul lor capătă valoarea D_0, dată de expresia [5]

$$D_0 = 0{,}02\ \theta' \left(\frac{\sigma}{\gamma' - \gamma''}\right)^{1/2}. \tag{5}$$

Mărimea θ' reprezintă unghiul de contact al bulei cu suprafața solidă, în momentul desprinderii (exprimat în grade).

După cum am mai menționat, în această notă se va examina mecanismul transferului de căldură dintre bulă și lichid din momentul desprinderii bulei de pe centrul activ. Vom considera, în acest scop, că schimbul de căldură se petrece între bulă și elemente de volum de lichid care vin în contact cu bula la punctul de stagnare superior și se desprind de bulă la polul opus. Un astfel de model a fost folosit și în alte probleme [6], [7], [8], [9]. Vom considera că în timpul contactului dintre bulă și elementul de volum de lichid, transportul de căldură în lichid are loc doar prin difuzivitate termică moleculară și anume că temperatura t în lichid satisface ecuația

$$\frac{\partial t}{\partial \theta} = a \frac{\partial^2 t}{\partial y^2}, \tag{6}$$

a fiind difuzivitatea termică, θ timpul și y distanța la suprafața bulei.

Dacă timpul τ de rămînere în contact cu bula este suficient de scurt pentru ca adîncimea de pătrundere prin difuzivitate termică să fie mai mică decît grosimea elementului de volum de lichid, putem aproxima distribuția temperaturilor prin distribuția pentru un mediu semiinfinit.

Cu alte cuvinte, putem aproxima distribuția de temperatură soluționînd ecuația (6) pentru condițiile la limită și inițială

$$\begin{aligned} t &= t_i \quad \text{pentru } y = 0 \\ t &= t_0 \quad \text{pentru } y = \infty \\ t &= t_0 \quad \text{pentru } \theta = 0. \end{aligned} \tag{7}$$

Soluția ecuației (6) pentru condițiile la limită și inițială (7) este

$$\frac{t - t_i}{t_0 - t_i} = \operatorname{erf} \frac{y}{2\sqrt{a\theta}}, \tag{8}$$

unde

$$\operatorname{erf} \frac{y}{2\sqrt{a\theta}} \equiv \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^{\frac{y}{2\sqrt{a\theta}}} e^{-\mu^2} d\mu. \tag{9}$$

Fluxul de căldură la timpul θ este deci dat de expresia

$$Q = \lambda \left(\frac{1}{\pi a \theta}\right)^{1/2} (t_0 - t_i), \tag{10}$$

λ fiind coeficientul de conductibilitate termică.

Pentru valoarea medie a lui Q în intervalul de timp τ rezultă

$$\overline{Q} = \left(\frac{4}{\pi}\right)^{1/2} \lambda \left(\frac{1}{a\tau}\right)^{1/2} (t_0 - t_i). \tag{11}$$

Definind coeficientul de transfer de căldură cu ajutorul ecuației

$$\alpha = \frac{\overline{Q}}{(t_0 - t_i)}, \tag{12}$$

se obține

$$\alpha = \left(\frac{4}{\pi}\right)^{1/2} \lambda \left(\frac{1}{a\tau}\right)^{1/2}. \tag{13}$$

Despre timpul τ vom presupune că este egal cu timpul necesar unei bule pentru a străbate o distanță egală cu diametrul ei. O astfel de presupunere a fost făcută și confirmată experimental în legătură cu o altă problemă [8], [11].

Prin urmare,

$$\tau = \frac{D}{u}, \tag{14}$$

u fiind viteza bulei. Ecuația (13) devine

$$\alpha = \left(\frac{4}{\pi}\right)^{1/2} \lambda \left(\frac{u}{aD}\right)^{1/2} \tag{15}$$

Pentru numere Reynolds $\frac{uD}{\nu}$ (ν fiind viscozitatea cinematică a lichidului) cuprinse între 400 și 1800, viteza u este dată de expresia [12].

$$u = \left(\frac{4g(\gamma'-\gamma'')\,D}{3\,\zeta\gamma'}\right)^{1/2}, \tag{16}$$

în care ζ factorul de frecare are o valoare în jurul lui 0,6 și g este accelerația gravității.

II. F r i t z și E n d e [4] au determinat, prin cinematografiere, creșterea volumului bulelor în timpul mișcării lor ascendente și au obținut pentru apă, la o temperatură de 100°C, o valoare medie $\alpha = 16\,000$ kcal/m²h°C. Alte rezultate experimentale nu ne sînt cunoscute.

Vom evalua în cele ce urmează pe α, pentru apă la 100°C, cu ajutorul ecuației (15), considerînd că u este dat de ecuația (16) și că raza bulei este egală cu valoarea din momentul desprinderii de pe centrul activ.

Deoarece din determinările experimentale ale lui F r i t z și E n d e, pentru o temperatură medie de 90°C, $\theta = 45°$, rezultă, dacă folosim ecuația (5), că $D_0 = 2{,}30 \cdot 10^{-3}$ m.

Prin urmare, $\alpha \approx 16\,000$ kcal/m²h°C. În cele ce urmează vom determina modul în care diametrul unei bule depinde de distanța x de la locul de generare.

Un bilanț termic permite să scriem

$$\gamma'' r\,\frac{\pi}{6}\,\frac{dD^3}{d\theta} = \lambda\left(\frac{4}{\pi}\right)^{1/2}\left(\frac{u}{aD}\right)^{1/2}\Delta t\;\pi\,D^2. \tag{17}$$

Considerăm timpul θ măsurat din momentul desprinderii de pe centrul activ. Folosind ca o primă aproximație ecuația (16) și făcînd o serie de simplificări rezultă*)

$$\frac{dD}{d\theta} = \frac{2\lambda}{\gamma'' r}\left(\frac{4}{\pi}\right)^{1/2}\left(\frac{1}{a}\right)^{1/2}\left(\frac{4g}{3\zeta}\right)^{1/4}\left(\frac{\gamma'-\gamma''}{\gamma'}\right)^{1/4}\Delta t\;D^{-1/4} \equiv \beta D^{-1/4}. \tag{18}$$

Considerînd pentru supraîncălzirea Δt o valoare medie, prin integrare, se obține :

$$D^{5/4} - D_0^{5/4} = \frac{5}{4}\,\beta\theta. \tag{19}$$

Pe de altă parte, deoarece $\frac{dx}{d\theta} = u$, folosind pentru u ca o primă aproximație expresia (16) și eliminînd pe $d\theta$ cu ajutorul ecuației (18), obținem

$$D^{3/4}\,dD = \beta\left(\frac{3\zeta\gamma'}{4g(\gamma'-\gamma'')}\right)^{1/2} dx.$$

*) Folosirea ecuației (16) cît și presupunerea că bulele au formă sferică fac ca rezultatul care se va obține să nu fie aplicabil decît la bulele pentru care numerele Reynolds sînt mai mici decît aproximativ 2 000 (valoare peste care bulele se deformează [12]).

Prin integrare, se obține,

$$D^{7/4} - D_0^{7/4} = \frac{7}{4}\beta\left(\frac{3\xi\gamma'}{4g(\gamma' - \gamma'')}\right)^{1/2} x. \qquad (20)$$

Fritz și Ende au urmărit șase bule. Trei dintre ele sînt mai mici ($D_0 \approx 10^{-3}$ m și $D \approx 3{,}8 \cdot 10^{-3}$ m după ce parcurg 60 mm în lichid) și îndeplinesc în mod aproximativ condițiile necesare pentru folosirea ecuațiilor (15) și (20). Aceste ecuații conduc la : $D = 4{,}3 \cdot 10^{-3}$ m pentru $x = 60$ mm (pentru Δt s-a folosit valoarea $\Delta t = 0{,}4°C$ [4]) ; $\alpha = 19\,300$ în regiunea din apropierea locului de desprindere a bulei și 14 200 pentru $x = 60$ mm.

Prin urmare, media celor două valori calculate pentru α este apropiată de valoarea medie determinată experimental de Fritz și Ende.

Institutul politehnic, București

О ТЕПЛОПЕРЕДАЧЕ ПРИ КИПЕНИИ

КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ

В настоящей работе исследуется теплопередача между жидкостью и движущимися пузырьками при кипении в условиях свободной конвекции. Принимается, что теплообмен происходит между пузырьками и небольшими частями жидкости, остающимися в контакте с пузырьками в течение короткого промежутка времени τ. Выражение, получаемое для коэффициента теплопередачи между жидкостью и пузырьком приводит к значениям, хорошо согласующимся с опытными результатами Фрица и Энде.

SUR LE TRANSFERT DE CHALEUR DANS LE CAS DE L'ÉBULLITION

RÉSUMÉ

L'auteur analyse la transmission de chaleur entre le liquide et les bulles en mouvement, dans le cas de l'ébullition, dans des conditions de convection libre. On considère que l'échange de chaleur a lieu entre les bulles et de petites parties de liquide, qui demeurent en contact avec la bulle pendant un intervalle de temps τ. L'expression que l'on obtient

pour le coefficient de transfert de chaleur, entre le liquide et la bulle, conduit à des valeurs qui concordent de façon satisfaisante avec le résultat expérimental de Fritz et Ende.

BIBLIOGRAFIE

1. M. Iakob, *Heat transfer*. Wiley, New York (1949).
2. С. С. Кутателадзе, *Теплопередача при конденсации и кипении*. Машгиз, Москова (1952).
3. V. Grigull, *Die Grundgesetze der Wärmeübertragung*. Springer, Berlin (1955).
4. W. Fritz, W. Ende, Phys. Z, **37**, 391 (1936).
5. W. Fritz, Phys. Z., **36**, 379 (1935).
6. R. Higbie, Trans. Am. Inst. Chem. Eng., **31**, 65, (1935) (citată în [7]).
7. P. V. Danckwerts, Ind. Eng. Chem., **43**, 1460 (1951).
8. F. B. West, W. D. Gilbert, T. Shimizu, Ind. Eng. Chem. **44**, 2470 (1952).
9. E. Ruckenstein, Comunicările Acad. R.P.R., 2 (1958).
10. Кишиневский, Л. А. Мочалова, Журнал прикладной Химии, **29**, 170 (1956).
11. C. Berg M. Manders, R. Switzer, Chem. Eng. Progress, **47**, 11 (1951).
12. V. G. Levici, Fiziko-himiceskaia ghidrodinamica, Izd. Akad. Nauc SSSR, Moscova (1952).

REGIMUL TERMIC ŞI HIDRODINAMIC AL CAZANULUI EXPERIMENTAL „VUIA" *)

DE

NICULAE ANTONESCU, CONSTANTIN HAIDUC,
EGON KIMMEL şi LIVIU COSTEA

La începutul acestui secol, după realizarea primului zbor mecanic complet, Traian Vuia a studiat posibilitatea utilizării grupului cazan-turbină de abur pentru aviaţie în locul motoarelor cu explozie, insuficient dezvoltate pe vremea aceea. Problema care trebuia rezolvată în acest scop, era realizarea unui cazan uşor, cu elasticitate mare în funcţionare şi producînd abur cu parametri înalţi. Soluţia constructivă originală adoptată de Vuia este deosebit de interesantă şi, pentru acea vreme, prezenta multe elemente noi în construcţia de cazane. Astfel, înlocuirea focarului obişnuit cu un focar tubular metalic în care sînt asigurate condiţiile termice necesare unei combustii foarte intense şi de bună calitate, este o soluţie ce se studiază şi astăzi în ţara noastră, ca şi în alte ţări, cu perspective largi de aplicabilitate în viitor.

Ca soluţie pentru un cazan destinat aviaţiei este foarte judicioasă schema de străbatere forţată şi utilizarea serpentinelor plasate în camere concentrice scăldate de gaze de ardere cu viteze foarte ridicate. Este necesar deci să relevăm justeţea soluţiilor date de Vuia pentru timpul la care au fost prezentate şi rezultatele interesante obţinute.

Cazanul Vuia este constituit dintr-un focar tubular plasat în centrul cazanului şi patru camere cilindrice concentrice delimitate prin cămăşi de tablă prinse alternativ de capacul superior şi de cel inferior; gazele de ardere la ieşirea lor din focar parcurg succesiv aceste patru camere de circulaţie a gazelor în care sînt plasate serpentinele de ţevi prin care circulă apa şi aburul.

Sistemul de circulaţie a apei şi a aburului, în general, este în contracurent cu gazele şi s-a dovedit, în urma calculelor comparative efectuate,

*) Lucrare prezentată Institutului de energetică la data de 20 decembrie 1957.

a fi cel mai judicios din punct de vedere al funcţionării economice a cazanului şi a solicitării termice a materialului ţevilor.

Combustibilul utilizat pentru cazan este combustibilul gazos sau combustibilul lichid uşor (petrol lampant, motorină). Pentru amestecarea combustibilului cu aerul de ardere este montat la baza tubului focar un injector care prin cele două posibilităţi de dirijare a jetului de amestec permite aprinderea lui fie de la bujie, la pornirea cazanului, fie de la pereţii tubului focar în mers de regim. Arderea în tubul focar este foarte intensă realizîndu-se pentru cazanul experimental încărcări termice ale focarului de circa 150 milioane kcal/m^{3}h. Aceste cifre de încărcare au fost depăşite la experimentarea cazanului de 0,2 t/h abur cu un tub focar de diametru 50 mm şi lungime 500 mm, unde s-au realizat încărcări de circa 200 milioane kcal/m^{3}h. Cercetări aprofundate asupra arderii şi transmiterii de clădură în focarul tubular vor fi efectuate pe o instalaţie model specială.

În studiile prezentate mai jos se dau rezultatele cercetărilor efectuate asupra cazanului Vuia experimental de 1 t/h pentru funcţionare cu abur de titlu foarte mic, abur saturat şi abur supraîncălzit. S-a acordat o deosebită atenţie primelor două regimuri de funcţionare, ele dînd posibilitatea unui studiu mai complet al regimului termic şi al transmisiei de căldură în cazan. S-au determinat de asemenea pierderile de presiune pe traseul de gaze al cazanului în vederea aprecierii caracteristicilor necesare suflantei de aer.

Avînd în vedere complexitatea fenomenelor de transmitere a căldurii şi de regim hidrodinamic din interiorul cazanului, cercetările actuale au avut ca scop determinarea în ansamblu a fenomenelor, prezentarea lor sub o formă utilizabilă în proiectarea şi aprecierea cazanelor Vuia în funcţionare.

1. Variaţia temperaturii gazelor de ardere de-a lungul cazanului

S-au măsurat temperaturile gazelor de ardere la intrarea şi ieşirea din fiecare cameră a cazanului cu termocuple sau termometre cu mercur. Temperatura gazelor de ardere la ieşirea din focar s-a măsurat cu un termocuplu Pt-Pt Rh în teacă metalică, iar pentru stabilirea corecţiilor acestuia s-a introdus periodic, în aceeaşi secţiune, un termocuplu neizolat tot de Pt-Pt Rh care indica temperatura reală în acel moment.

S-a considerat sarcina de referinţă a cazanului $Q_{nom} = 685\,000$ kcal/h corespunzător căldurii necesare pentru obţinerea cantităţii de 1 t/h abur saturat la 3 ata. Pentru diferite încărcări ale cazanului, determinate de raportul dintre căldura efectiv degajată în focar şi căldura degajată pentru sarcina nominală, s-au determinat temperaturile pe traseul gazelor de ardere pentru o funcţionare cu un exces de aer, mediu $\alpha = 1{,}1$. Aceste valori sînt redate în diagrama din figura 1, unde pe abscisă s-au reprezentat lungimi proporţionale cu suprafeţele de încălzire a fiecărei serpentine, iar pe ordonată temperaturile măsurate ale gazelor de ardere.

Suprafețele de încălzire ale cazanului experimental Vuia de 1 t/h cu care s-au făcut experiențele sînt :

Camera I — 1,319 m²
Camera II — 2,278 m²
Camera III — 3,166 m²
Camera IV — 3,865 m²

Suprafața de încălzire totală este de 10,628 m². Din diagramă se vede că o dată cu creșterea sarcinii relative a cazanului cresc mult tem-

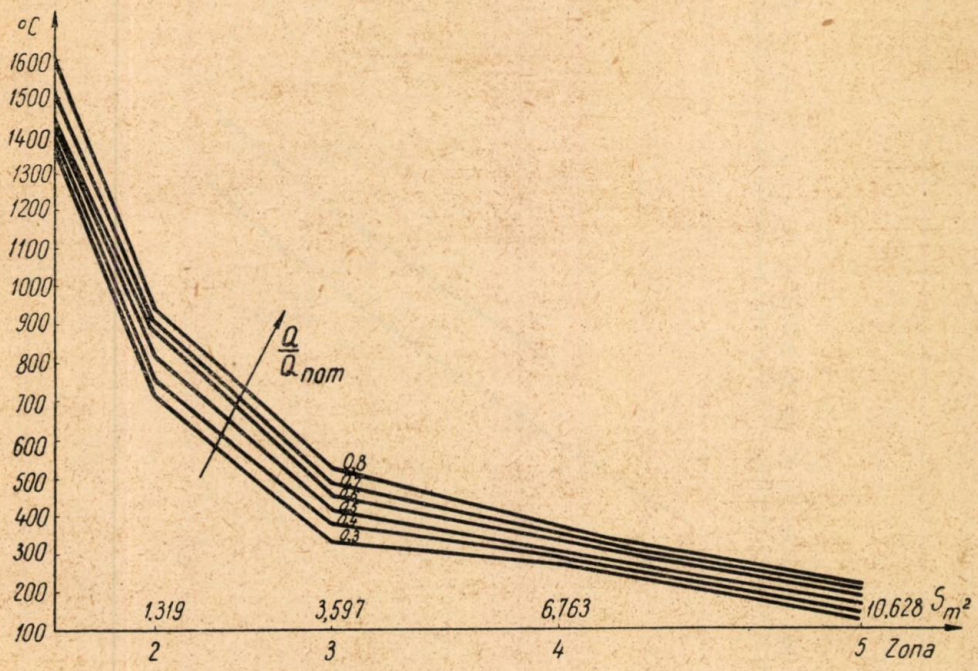


Fig. 1. — Variația temperaturilor gazelor de ardere în cazan (abur saturat).

peraturile pe tot traseul gazelor de ardere. Astfel, temperatura la ieșire din camera I crește cu 230°C la creșterea sarcinii de la 30 la 80 %.

Variația temperaturii gazelor la coș este redată în diagrama din figura 2 în funcție de sarcina cazanului. Se observă că această temperatură crește cu 90°C la creșterea sarcinii de la 30 la 90 %.

2. Repartiția cantităților de căldură și a fluxurilor de căldură în cazanul Vuia de 1 t/h

Repartiția procentuală a cantităților de căldură cedată în cele patru camere de gaze ale cazanului este dată în figura 3 sub forma funcției $\frac{Q}{\Sigma Q} = f\left(\frac{D^*}{D^*_{nom}}\right)$ în care

Q — cantitatea de căldură cedată de gaze, în camera respectivă.

ΣQ — cantitatea de căldură cedată de gaze în toate cele patru camere.

$D^{\star}_{nom}$ — debitul nominal al cazanului (1 000 kg/h abur saturat la 3 ata).

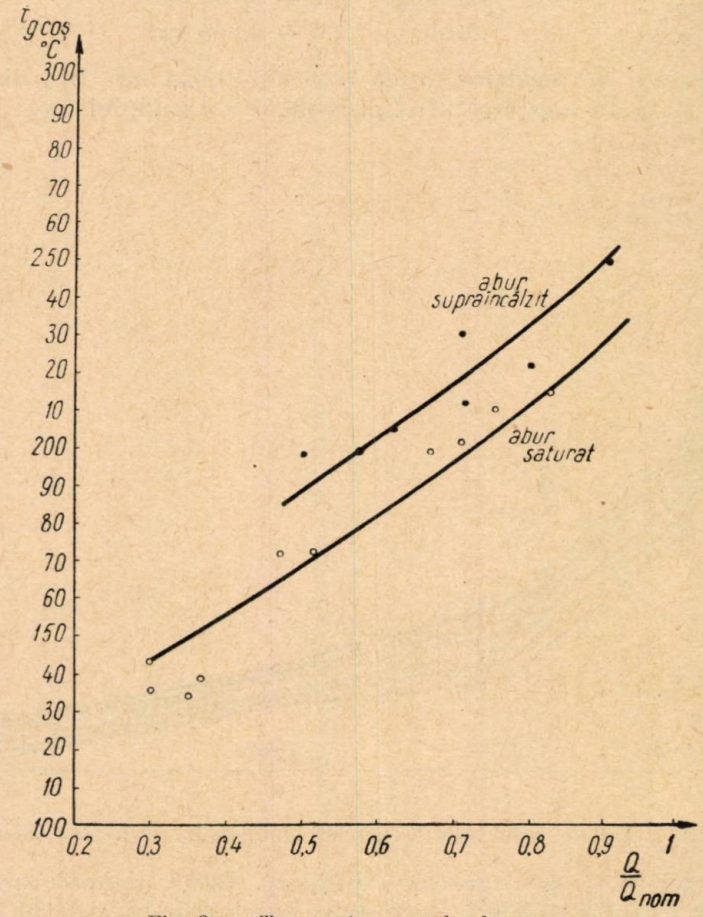


Fig. 2. — Temperatura gazelor la coş.

$D^{\star}$ — debitul de abur saturat la regimul în care s-a făcut încercarea.

Din aceste curbe reiese că în camera I se cedează 60—70 % din toată cantitatea de căldură produsă în cazan. Cu creşterea debitului acest procent scade spre valorile joase.

În camera II gazele de ardere cedează aproximativ 10—25 % din căldura totală produsă în cazan, procentajul mai ridicat obţinîndu-se pentru sarcini ridicate.

În camera III şi IV gazele de ardere cedează între 4 şi 9 % din căldura totală. Aceste procente cresc cu creşterea debitului cazanului.

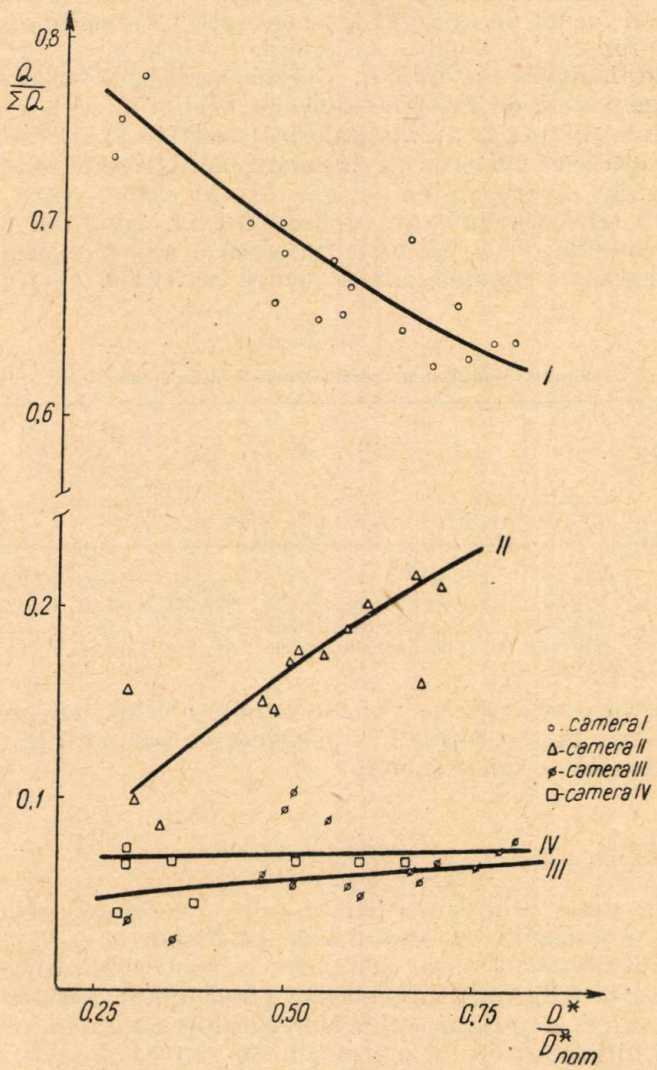


Fig. 3. — Repartiţia procentuală a cantităţilor de căldură cedate de gaze în camere $\frac{Q}{\Sigma Q} = f\left(\frac{D^*}{D_n^*}\right)$.

În tabela 1 se dau cifrele de repartiţie a căldurii pe camerele de gaze în cîteva regimuri caracteristice de funcţionare ale cazanului Vuia de 1 t/h.

În urma măsurătorilor efectuate s-a putut calcula şi variaţia intensităţii fluxului mediu de căldură q pe cele patru serpentine ale traseului apă-abur în funcţie de debitul cazanului. Curbele $q = f(D^*)$ sînt date în diagramele din figura 4 *a*, *b*, *c* şi *d*. Curbele arată că la serpentina I fluxul caloric atinge valori de 100 000—200 000 kcal/m²h, ceea ce întrece de 15—20 ori intensitatea fluxurilor calorice realizate la supraîncălzitoarele de abur ale cazanelor moderne cu parametri înalţi. Aceste condiţii de lucru extrem de grele pentru materialul ţevilor (în cazul nostru s-au folosit ţevi din oţel OLT-35) limitează debitul maxim admisibil al cazanului precum şi temperatura şi presiunea maximă a aburului, pentru a nu fi depăşite rezistenţele maxime admise pentru materiale.

Tabela 1

Repartiţia cantităţilor de căldură pe camerele cazanului Vuia 1 t/h

Nr. regimului	P	D^*	Q^{I}	Q^{II}	Q^{III}	Q^{IV}	ΣQ	$\frac{Q^{I}}{\Sigma Q}$	$\frac{Q^{II}}{\Sigma Q}$	$\frac{Q^{III}}{\Sigma Q}$	$\frac{Q^{IV}}{\Sigma Q}$
	ata	kg/h	kcal/h	kcal/h	kcal/h	kcal/h	kcal/h	—	—	—	—
1	4,4	293	119 900	42 900	7 170	13 900	183 870	0,652	0,233	0,039	0,076
5	4,4	522	225 500	59 100	18 420	22 550	325 570	0,693	0,182	0,056	0,069
8	3,8	742	304 500	95 000	31 200	32 000	462 700	0,658	0,206	0,067	0,069
11	4,8	817	326 000	102 000	41 700	41 750	511 450	0,637	0,199	0,082	0,082

Pentru viitoarele cazane Vuia se pune problema micşorării fluxului caloric convectiv pe serpentina I şi posibilitatea laminării ţevilor de abur din oţeluri special termorezistente.

3. Schimbul de căldură

Cazanul Vuia, prin construcţia sa, are o serie de particularităţi în ceea ce priveşte transmiterea căldurii. Cele mai importante sînt următoarele :

Gazele scaldă transversal cele patru serpentine alcătuite din spirale de ţevi aşezate fără distanţă între ele (cu spirele lipite). Această construcţie duce la micşorarea suprafeţei active a serpentinelor faţă de soluţia serpentinei cu ţevi distanţate cu un procent de 30—40 %, procent crescător cu viteza de circulaţie a gazelor. Transmiterea de căldură de la gazele de ardere la serpentine este intensificată prin realizarea unor secţiuni relativ mici de trecere a gazelor, ceea ce determină viteze de circulaţie de peste 15 m/s în serpentina IV pînă la aproximativ 100 m/s în serpentina I. Turbulenţa mare a gazelor determinată de întoarcerile bruşte de 180° la intrarea şi ieşirea din fiecare cameră duce de asemenea la intensificarea transmiterii de clădură de la gazele de ardere la peretele ţevii.

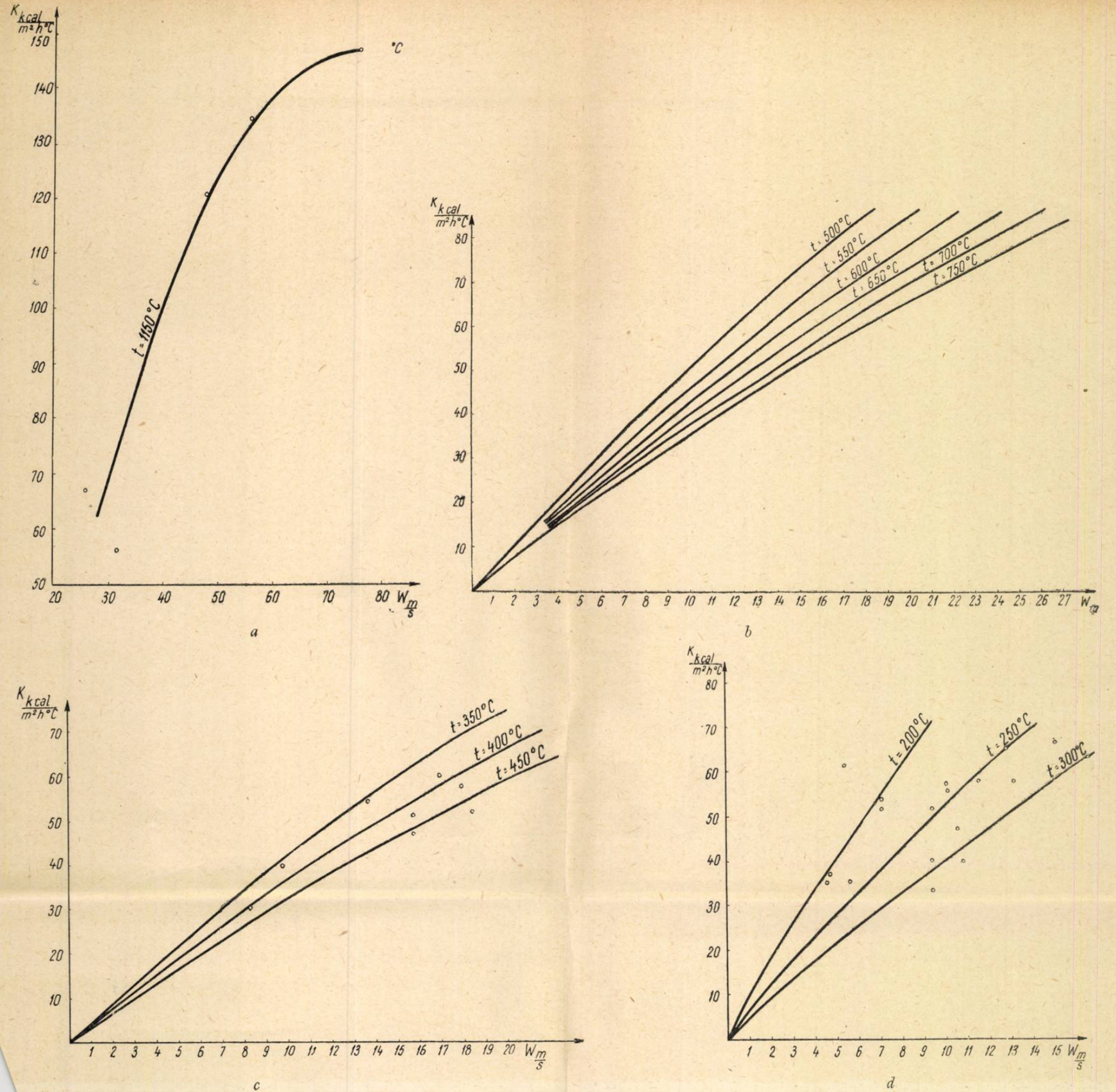


Fig. 5. — Diagrama $K = f(W, t)$

a) serpentina I; *b*) serpentina II; *c*) serpentina III; *d*) serpentina IV.

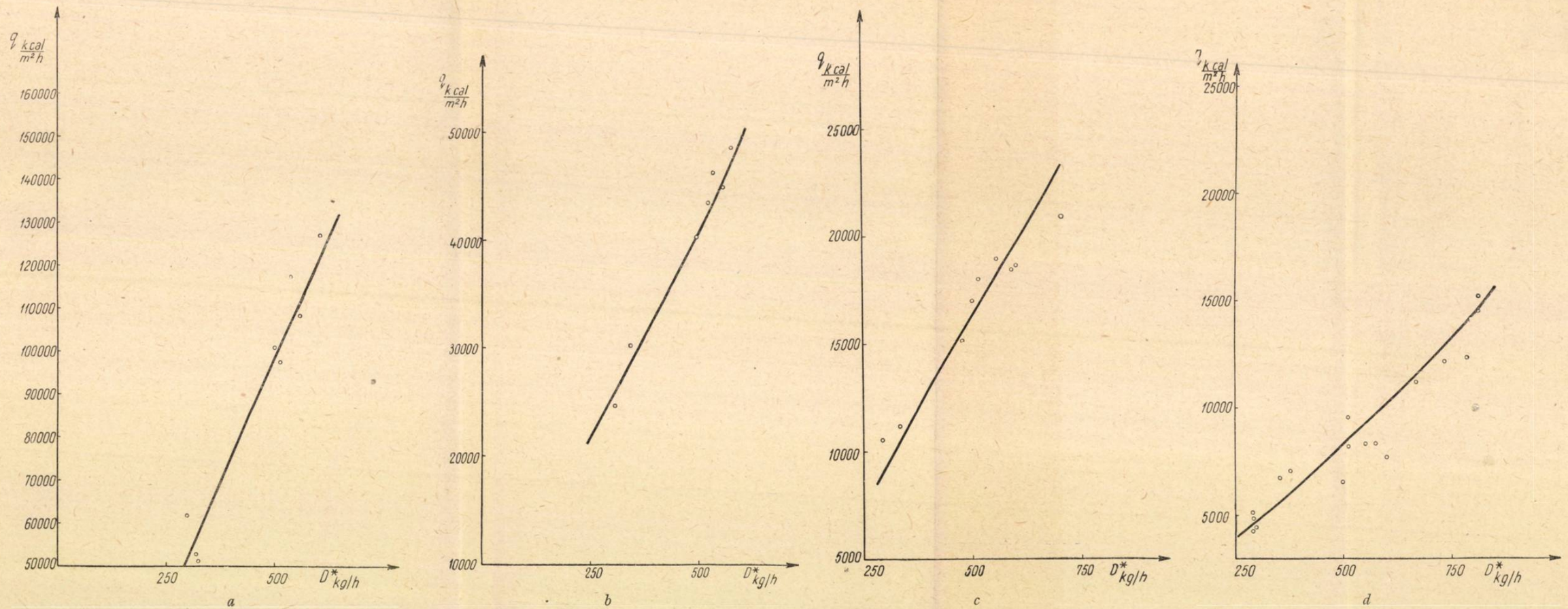


Fig. 4. — Variaţia intensităţii fluxului caloric, $q = f(D^*)$
a) serpentina I; *b*) serpentina II; *c*) serpentina III; *d*) serpentina IV.

O altă particularitate a cazanului Vuia de care trebuie să se țină seama în calculele termice, consistă în faptul că importante cantități de căldură trec prin pereții despărțitori de tablă ai fiecărei camere și sînt preluate de camera următoare ei. Aceasta conduce la o inegalitate între căldura cedată de gazele de ardere într-o cameră și căldura primită de serpentina din camera respectivă.

În urma măsurătorilor efectuate s-a dovedit că fluxul termic transversal prin pereții despărțitori de tablă ai camerelor este mult mai mare decît cel calculat după formulele cunoscute, din cauza condițiilor speciale de turbulență provocată de prezența în apropierea cămășilor la 10, 12, 13 sau 15 mm a țevilor de serpentine.

În camera IV, în afară de cele arătate mai sus, s-a stabilit prin încercări, că pentru temperaturi ale apei de alimentare sub 55°C o parte a vaporilor de apă din gazele de ardere se condensează pe pereții țevilor serpentinei. Condensatul format cade în lungul serpentinei pe capacul inferior unde este evaporat din nou și eliminat în parte sub formă de vapori. În felul acesta la regimuri termice scăzute o anumită cantitate de apă este vaporizată și condensată în ciclu închis în camera IV. Pe măsură ce crește regimul termic cantitatea de condensat recirculat în camera IV scade pînă la dispariție. Ca o consecință a acestui fenomen rezultă că, atît la pornire cît și la sarcini scăzute ale cazanului, pentru temperaturi ale apei de alimentare sub 35°C, serpentina IV, capacul de jos și cămașa exterioară a cazanului sînt supuse coroziunii.

Din cele arătate mai sus, rezultă că în studiul transmiterii căldurii de la gazele de ardere la pereții țevilor de serpentine trebuie să se țină seama de particularitățile specifice ale acestui cazan. Astfel se explică faptul că relația clasică

$$Nu = C\, Re^n Pr^m$$

pentru coeficienții C și n recomandați în diverse lucrări din literatură nu verifică rezultatul măsurătorilor făcute pe cazan în timpul experiențelor.

În studiul de față se prezintă în diagramele din figura 5 *a*, *b*, *c* și *d* variația coeficientului de transmitere a căldurii k funcție de viteza (W) și temperatura gazelor (t_g) de ardere $K = f(W, t_g)$ pentru fiecare din cele patru serpentine în limitele de viteze și temperaturi existente. Aceste curbe au fost trasate după prelucrarea datelor experimentale obținute pe cazanul Vuia studiat și pot fi folosite la proiectarea cazanelor similare.

4. Randamentul cazanului experimental Vuia de 1 t/h

În urma măsurătorilor efectuate pe cazan, pentru regimurile de funcționare studiate, s-au calculat bilanțurile termice generale și s-a obținut variația randamentului cazanului cu sarcina (fig. 6, diagramele $\eta = f\left(\frac{D^*}{D^*_{\text{nom}}}\right)$). Randamentul depinde în special de pierderile la coș q_2 care

crește mult cu creșterea sarcinei relative $\frac{D^*}{D^*_{nom}}$. Aceasta rezultă și din variația temperaturii gazelor la coș $t_{g\,coș} = f\left(\frac{D^*}{D^*_{nom}}\right)$. Diagrama din figura 2 dă

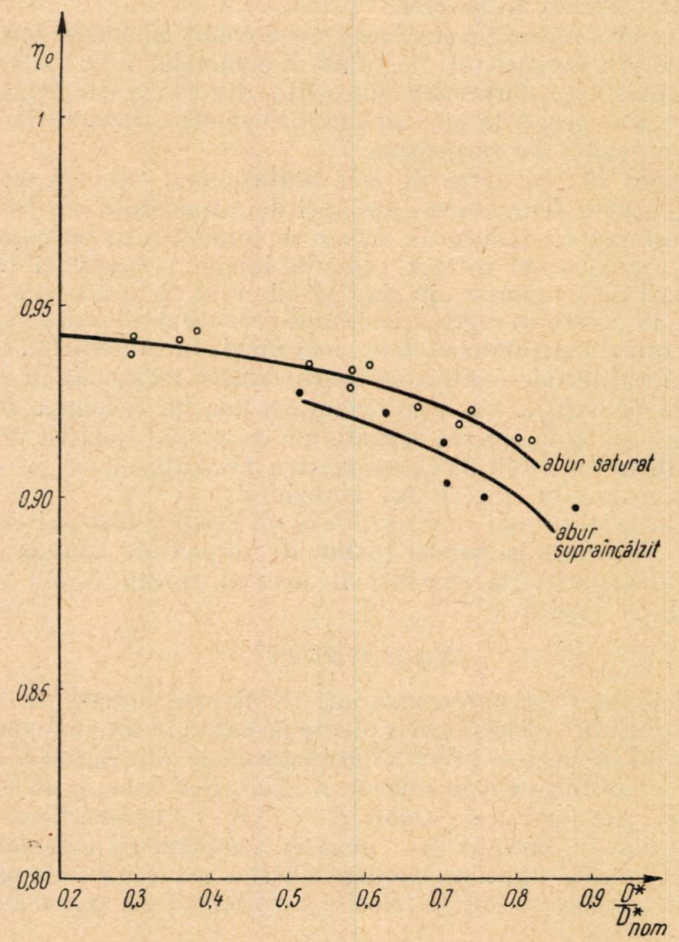


Fig. 6. — Randamentul cazanului.

pentru sarcina $\frac{D^*}{D^*_{nom}} = 0{,}8$ o temperatură la coș $t_{g\,coș} = 225°C$. Pierderile de căldură în exterior, q_5, sînt foarte reduse, 0,3—0,7 %; această pierdere nu poate determina alura curbei randamentului ca la cazanele industriale obișnuite, unde pierderile q_5, fiind mult mai mari, se obține la o anumită sarcină un randament maxim. Din alura curbei $\eta = f\left(\frac{D^*}{D^*_{nom}}\right)$ reiese de altfel,

că randamentul cazanului Vuia descreşte continuu cu creşterea sarcinii. În calculul randamentului nu s-a luat în considerare pierderea prin ardere chimică incompletă q_3, deoarece ea apare numai la o dozare incorectă a aerului şi a combustibilului neconstituind o pierdere sistematică.

5. Neuniformitatea termică şi hidraulică la cazanul Vuia

Siguranţa în funcţionarea cazanului, adică respectarea condiţiei $t_p < t_p$ admisibil, temperatura peretelui ţevii mai mică decît temperatura limită admisă pentru material, depinde în mare măsură de uniformizarea curenţilor de apă pe cele 8 ţevi legate în paralel. Astfel, de exemplu, pentru o repartizare egală a cantităţii de căldură primită de apă în fiecare din cele 8 ţevi şi o micşorare a debitului de apă de alimentare a uneia din ţevi, se obţine o creştere a temperaturii şi entalpiei aburului la ieşire din ea, adică o neuniformitate termică condiţionată de cea hidraulică. Obţinerea unui abur cu o entalpie diferită faţă de cea medie este de evitat mai ales în serpentina I unde intensitatea fluxului termic fiind foarte ridicată (pînă la 200 000 kcal/m²h) şi temperatura aburului din interiorul ţevii de asemenea ridicată, materialul poate depăşi limita de temperatură admisă. Existenţa unei neuniformităţi termice mari este inadmisibilă, în special la temperaturi de lucru ale materialului de peste 350°C, cînd are loc o scădere pronunţată a indicilor de rezistenţă a oţelurilor folosite.

Lichidarea completă a neuniformităţii hidraulice şi a celei termice este practic imposibilă.

În cazanul Vuia apa de alimentare intră într-un colector circular din care repartiţia pe cele 8 ţevi în paralel nu se poate face absolut uniform. Această repartiţie neuniformă este datorită în primul rînd rezistenţei hidraulice diferite a serpentinelor : trecerile de la o serpentină la alta nu sînt absolut identice, rezistenţa hidraulică a ţevii care asigură răcirea bujiei este mai ridicată decît a celorlalte ţevi, repartiţia temperaturilor gazelor pe circumferinţă în camere nu este uniformă etc.

Pentru determinarea neuniformităţii termice în serpentinele cazanului Vuia s-au măsurat temperaturile apei sau ale aburului la intrare şi ieşire din fiecare serpentină. Din datele obţinute reiese că pînă la montarea unui colector intermediar între serpentina I şi II se observă o neuniformitate pronunţată pe întregul traseu. Începînd cu încercarea 12, după montarea colectorului intermediar, temperatura apei şi a aburului pe cele 8 ţevi, atît înainte de colector cît şi după el, a fost mult mai uniformă, de unde rezultă o mult mai egală repartiţie a debitului de apă pe ţevi.

Măsurînd temperaturile aburului pe fiecare din cele 8 ţevi la intrare în colector se observă că una din ţevi are o temperatură mult mai ridicată ; aceasta se explică prin faptul că în această ţeavă curentul de abur primeşte o cantitate de căldură suplimentară prin răcirea capacului. În aceste condiţii cazanul actual nu putea funcţiona timp îndelungat la abur puternic supraîncălzit.

Caracteristica de neuniformitate termică a cazanului este mărimea

$$\chi = \left(\frac{\Delta i}{\Delta i_m} - 1 \right) \times 100\,\%$$

unde Δi este creşterea entalpiei aburului în ţeava luată în considerare; Δi_m, creşterea medie a entalpiei aburului în ţevile din zona respectivă.

Mărimea χ poate fi pozitivă sau negativă. Neuniformităţile pozitive sînt periculoase deoarece duc la creşterea temperaturii fluidului din ţeavă

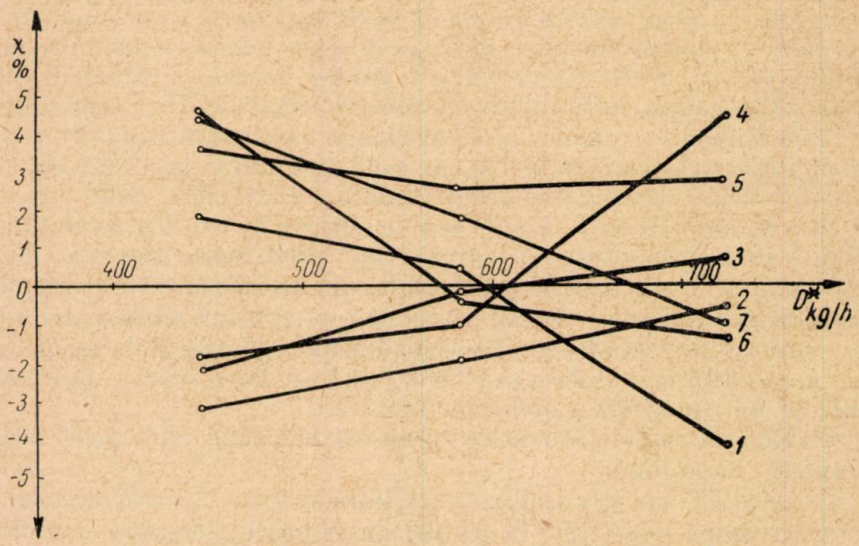


Fig. 7. — Neuniformitatea termică la cazanul Vuia, 1t/h.

şi respectiv şi a peretelui ţevii. Neuniformităţile negative nu sînt periculoase.

Luînd în considerare condiţia de rezistenţă $t_p < t_{p\,adm}$ se poate scrie neuniformitatea termică admisibilă sub forma :

$$\chi_{adm} = \left(\frac{\Delta i_{adm}}{\Delta i_m} - 1 \right) \times 100\,\%$$

unde Δi_{adm} este creşterea entalpiei aburului maxim admisibilă în ţeava luată în considerare.

În diagrama din figura 7 se dau curbele de neuniformitate termică pentru ţevile cazanului Vuia în experienţele cu abur supraîncălzit pentru varianta de cazan cu colector de egalizare între serpentina I şi II.

6. Determinarea pierderilor de presiune pe traseul aer-gaze de ardere

Deoarece gazele de ardere circulă cu viteze ridicate prin camerele cazanului şi sînt obligate să facă 5 întoarceri de 180°, pierderile de presiune totale sînt mari. Pentru determinarea acestor pierderi de presiune ale

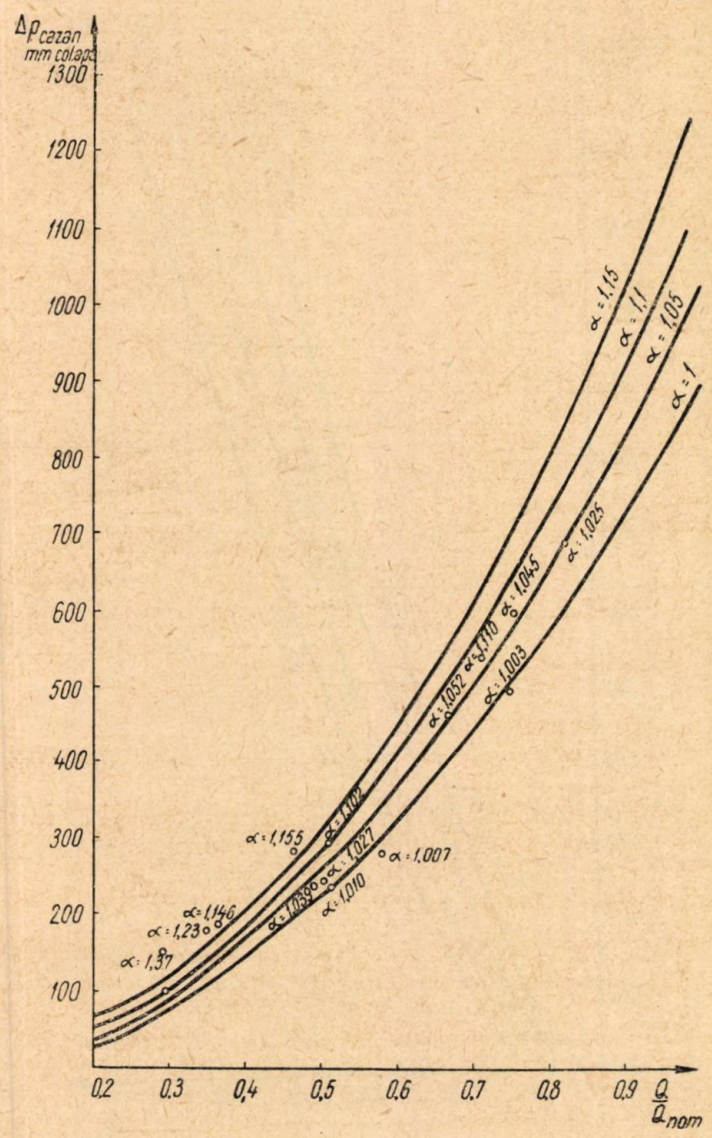


Fig. 8. — Pierderi de presiune în cazan în funcţie de sarcina termică pentru diferite excese de aer.

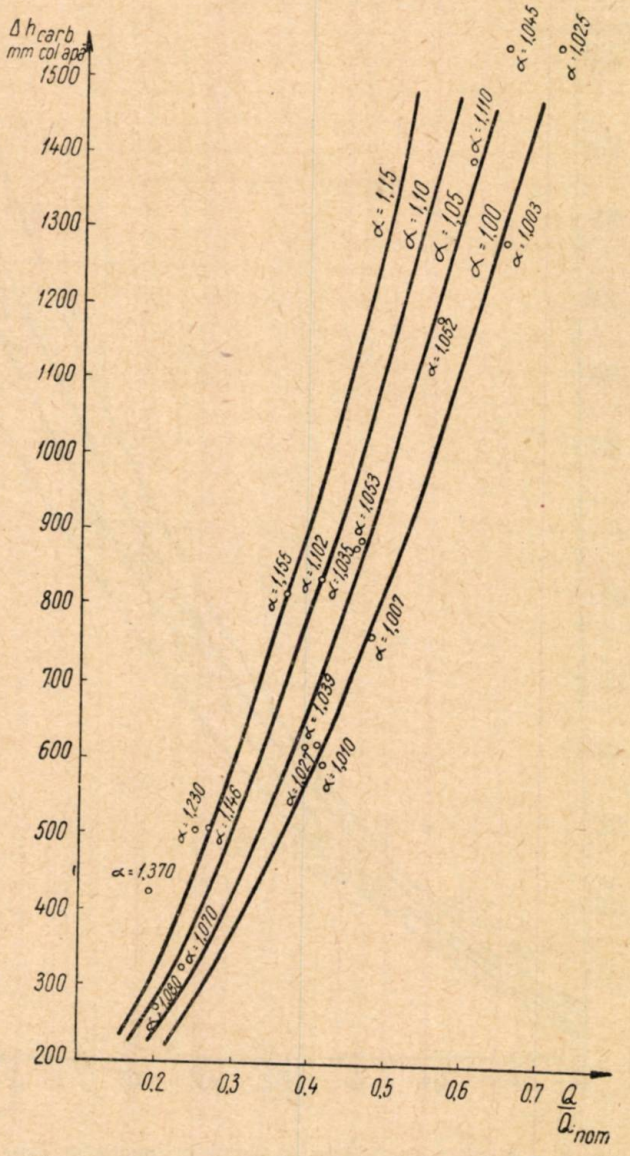


Fig. 9. — Pierderi de presiune în carburator în funcție de sarcina termică pentru diferite excese de aer.

carburatorului și ale traseului de gaze arse s-au efectuat două serii de încercări : pe cazanul în stare de funcționare și cu cazanul la rece trecînd prin cazan o cantitate de aer de debit variabil. Pierderile de presiune în cazan sînt funcție de sarcina relativă a cazanului Q/Q_{nom} și de excesul de aer α.

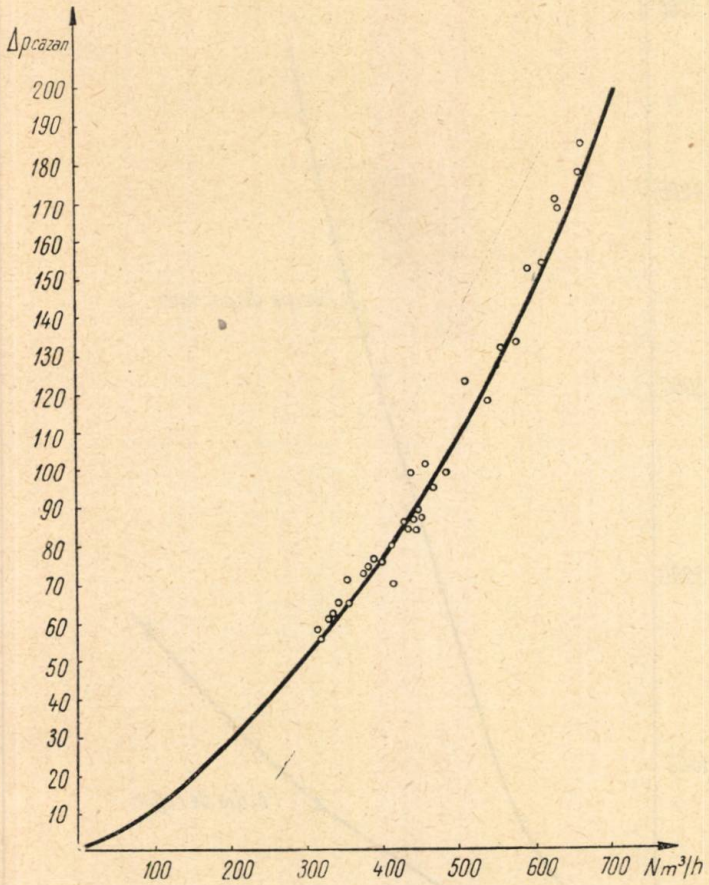


Fig. 10. — Pierderi de presiune în cazan (la rece) în funcție de debitul de aer.

Parametrii aburului și ai apei de alimentare nu influențează sensibil valorile acestor pierderi. În diagrama din figura 8 sînt prezentate curbele de variație $\Delta p = f\left(\frac{Q}{Q_{nom}}\right)$ pentru valori ale excesului de aer α cuprinse între 1 și 1,15 ; în funcționarea normală a cazanului Vuia combustia este condusă cu un exces de aer mediu de $\alpha = 1{,}05$. Pentru diferite sarcini relative ale cazanului se obțin următoarele valori ale pierderilor de presiune, în mm coloană de apă (tabela 2).

Valorile mari ale pierderilor de presiune sînt o caracteristică a tuturor cazanelor Vuia şi determină consumul ridicat de energie şi construcţia specială a suflantei de alimentare.

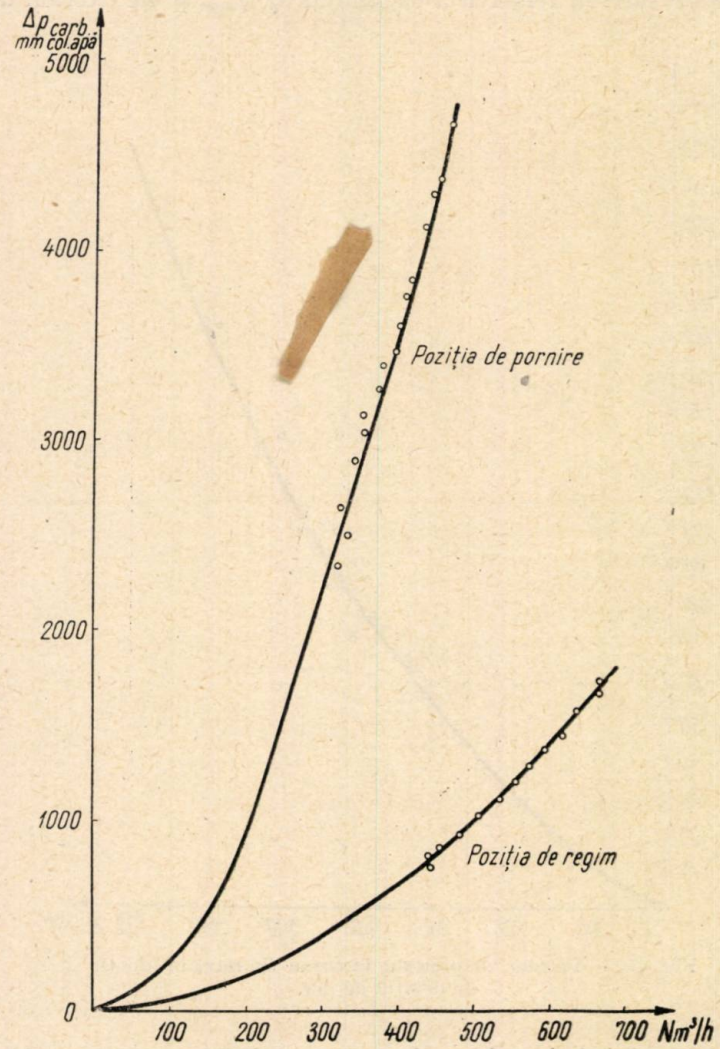


Fig. 11. — Pierderi de presiune în carburator la rece) în funcţie de debitul de aer.

Carburatorul original Vuia, prin construcţia lui, determină pierderi de presiune, în funcţionare pe poziţia de regim, mult mai ridicate chiar decît a cazanului propriu-zis. Aceste pierderi sînt reprezentate în diagrama din figura 9 funcţie de sarcina relativă a cazanului şi excesul de aer cu care se conduce arderea. Rezultă din această diagramă necesitatea imediată

de a modifica acest carburator mărind prin aceasta economicitatea întregii instalații.

Tabela 2

Variația pierderilor de presiune pe traseul gazelor în funcție de sarcina termică a cazanului și excesul de aer

$\frac{Q}{Q_{nom}}$	$\alpha = 1$	1,05	1,1	1,15
0,25	50	66	80	90
0,50	225	260	290	315
0,75	510	585	650	710
1	900	1 040	1 170	1 290

Pentru regimurile de pornire a cazanului, în care și carburatorul este pus pe poziția de pornire (jetul de amestec trimis la bujie sub formă de curent cu unghi mic de împrăștiere), s-au determinat curbele de pierderi de presiune utilizînd aer rece. Valorile pierderilor de presiune în cazan sînt date în diagrama din figura 10 pentru debite de aer pînă la 700 Nm^3/h. Pierderile de presiune în carburator, tot pentru debite de aer pînă la 700 Nm^3/h sînt date în diagrama din figura 11. Curbele trasate pentru cele două poziții de funcționare scot în evidență pierderile de 5,3 ori mai mari la pornire decît în regim. Aceasta obligă ca pornirea să fie făcută la regimuri de sarcină scăzută, în caz contrar suflanta trebuind să fie construită pentru presiuni foarte ridicate.

CONCLUZII

În cele expuse mai sus s-au dat unele aspecte specifice ale funcționării cazanului Vuia. S-au prezentat mai ales cifrele și diagramele care permit o mai judicioasă proiectare și exploatare a cazanelor Vuia, aceasta fiind deosebit de important la un cazan în care solicitările termice și mecanice ating limita de rezistență a celor mai bune oțeluri.

Din cifrele experimentale prezentate se pot trage concluzii de necontestat asupra unor calități deosebite ale cazanului Vuia, cum sînt: încărcările mari ale camerei de ardere, fluxurile mari de căldură la serpentine, și economia de materiale. Este de așteptat ca aceste cifre care întrec de multe ori cifrele uzuale realizate în cazanele moderne, să impună condiții deosebit de grele pentru construcția și exploatarea cazanului Vuia. În domeniile speciale de utilizare pentru care este indicat — ca generator de abur în instalații mobile, de cercetare și de intervenție — aceste condiții pot fi satisfăcute, calitățile cazanului Vuia ca producător de abur la orice parametrii și deosebita lui elasticitate justificînd condițiile uneori neeconomice de funcționare. Într-adevăr regimurile termice ridicate și condițiile speciale de transmitere a căldurii cu intensități

de fluxuri termice foarte mari impun utilizarea unor materiale termorezistente de cea mai bună calitate şi o atentă supraveghere în exploatare pentru evitarea avariilor posibile la o deranjare accidentală a echilibrului de funcţionare. Avînd în vedere vitezele mari ale aerului în carburator şi ale gazelor de ardere în cazan, pierderile de presiune sînt foarte mari (2000—3000 mm col. apă) şi suflanta mult solicitată. În general, grupul de alimentare a cazanului Vuia are un consum de putere de 10—12 kW/t de abur, ceea ce determină o scădere simţitoare a randamentului net a instalaţiei. În sfîrşit, trebuie să amintim că exploatarea cazanului, în lipsa unei automatizări sau măcar a unei semiautomatizări, este dificilă şi nesigură.

Considerentele expuse, dacă nu afectează domeniul special de utilizare pentru care este destinat cazanul, necesită totuşi o atentă analiză cînd este vorba de un agregat industrial. Institutul de energetică are în studiu mai multe variante de forme constructive modificate ale cazanului Vuia pentru lărgirea domeniului său de utilizare dincolo de cel preconizat de T r a i a n V u i a.

ТЕПЛОВОЙ И ГИДРОДИНАМИЧЕСКИЙ РЕЖИМ ОПЫТНОГО КОТЛА ТИПА „ВУЯ"

КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ

Даны результаты исследований, произведенных на опытном котле типа „Вуя", в связи с определением его теплового и гидро-динамического режима.

В виде диаграмм дается распределение температур газов в важнейших точках котла, процентное распределение тепла в их газовых камерах, интенсивность теплового потока по змеевикам, рассчитанного на основании опытных данных.

Далее исследуются особенности теплопередачи в котле „ВУЯ" и строятся опытные кривые изменения коэффициента теплопередачи (к), в зависимости от средней температуры газов.

К. п. д. котла „Вуя" производительностью в 1 т/час, определяемой по тепловому балансу, представлен в виде графика, соответствующего случаю производства насыщенного или перегретого пара.

Приводятся также результаты опытов определения теплового и гидравлического перекоса параллельно работающих змеевиков, а также потери давления по пути „воздух — дымовые газы".

Из произведенных опытов можно сделать выводы о работе котла, области его применения, а также возможностей применения конструктивного решения, данного изобретателем этого котла Траяном Вуя, в широком производственном масштабе.

ОБЪЯСНЕНИЕ РИСУНКОВ

Рис. 1. — Изменение температур дымовых газов в котле (при насыщенном паре).

Рис. 2. — Температура отходящих газов (в дымовой трубе).

Рис. 3. — Процентное распределение количества тепла, отдаваемого газами в камере $\frac{Q}{\Sigma Q} = f\left(\frac{D^*}{D_n^*}\right)$.

Рис. 4. — Изменение интенсивности теплового потока $q = f(D^*)$. *a* — I змеевик; *b* — II змеевик; *c* — III змеевик; *d* — IV змеевик.

Рис. 5. — Диаграмма $K = f(W, t)$. *a* — I змеевик; *b* — II змеевик; *c* — III змеевик; *d* — IV змеевик.

Рис. 6. — К. п. д. котла.

Рис. 7. — Тепловой перекос в котле „Вуя” в 1 т/час.

Рис. 8. — Потери давления в котле в зависимости от тепловой нагрузки при различных значениях избытка воздуха.

Рис. 9. — Потери давления в распылителе в зависимости от тепловой нагрузки при различных значениях избытка воздуха.

Рис. 10. — Потери давления в котле (на холоде) в зависимости от (расхода) воздуха.

Рис. 11. — Потери давления в распылителе (на холоде) в зависимости от (расхода) воздуха.

LE RÉGIME THERMIQUE ET HYDRODYNAMIQUE DE LA CHAUDIÈRE EXPÉRIMENTALE «VUIA»

RÉSUMÉ

Les auteurs présentent les résultats des recherches en ce qui concerne le régime thermique et hydrodynamique, recherches effectuées sur la chaudière expérimentale «Vuia».

Ils donnent, sous forme de diagrammes, la répartition de la température des gaz aux principaux points de la chaudière, le taux de la répartition de la chaleur pour les quatre chambres à gaz, ainsi que l'intensité des flux de chaleur dans les serpentins, calculés en vertu des données expérimentales.

On analyse ensuite les particularités de la transmission de la chaleur dans la chaudière «Vuia» et l'on trace les courbes expérimentales de la variation du coefficient de transmission de la chaleur (K'), en fonction de la vitesse et de la température moyenne des gaz.

Le rendement de la chaudière «Vuia» (1 t/h), résultant des calculs des bilans thermiques, est présenté dans un diagramme, pour le cas du débit de vapeur saturée ou de vapeur surchauffée.

Les auteurs présentent les résultats des essais effectués afin de déterminer la non-uniformité thermique et hydraulique des serpentins, fonctionnant en parallèle, ainsi que les pertes de pression sur le parcours de combustion air-gaz.

Les recherches effectuées permettent de tirer des conclusions sur le fonctionnement de la chaudière, sur le domaine de son emploi et sur les possibilités d'adapter la solution de construction, donnée par Traian Vuia, à une large utilisation industrielle de cette chaudière.

EXPLICATION DES FIGURES

Fig. 1. — Variations des températures des gaz de combustion dans la chaudière (vapeur saturée).

Fig. 2. — Température des gaz dans la cheminée.

Fig. 3. — Taux de répartition des quantités de chaleur cédées par les gaz dans les chambres $\frac{Q}{\Sigma Q} = f\left(\frac{D^*}{D_n^*}\right)$.

Fig. 4. — Variations de l'intensité du flux calorique $q = f(D^*)$; *a*) serpentin I; *b*) serpentin II; *c*) serpentin III; *d*) serpentin IV.

Fig. 5. — Diagramme $K = f(W, t)$; *a*) serpentin I; *b*) serpentin II; *c*) serpentin III; *d*) serpentin IV.

Fig. 6. — Rendement de la chaudière.

Fig. 7. — Non-uniformité thermique dans la chaudière « Vuia » 1 t/h.

Fig. 8. — Pertes de pression dans la chaudière, en fonction de la charge thermique, pour différents excès d'air.

Fig. 9. — Pertes de pression dans le carburateur, en fonction de la charge thermique, pour différents excès d'air.

Fig. 10. — Pertes de pression dans la chaudière (à froid), en fonction du débit d'air.

Fig. 11. — Pertes de pression dans le carburateur (à froid), en fonction du débit d'air.

O METODĂ PENTRU IDENTIFICAREA DEFECTELOR INTERIOARE CE POT APĂREA LA RECUPERATOARE *)

DE

VICTOR V. GHIA

Instalaţiile de cuptoare şi cazane utilizează recuperatoarele pentru preîncălzirea aerului necesar arderii combustibilului. Scopurile urmărite sînt în general:

— ridicarea temperaturii în focar;

— recuperarea unei părţi din căldura evacuată o dată cu gazele de ardere.

Există şi instalaţii de preîncălzitoare de aer cu focar independent care livrează aerul cald folosit la uscătorii, sau la încălzirea încăperilor.

De justa funcţionare a acestor schimbătoare de căldură depinde funcţionarea normală a agregatului pe care îl deservesc.

Modificarea caracteristicii aerodinamice a recuperatorului în cursul funcţionării indică diferite defectări interioare.

Astfel variaţia rezistenţei aerodinamice poate fi provocată de următoarele cauze principale:

— pierderea etanşeităţii recuperatorului;

— apariţia unor deteriorări interioare datorită solicitărilor termice;

— apariţia depunerilor de impurităţi pe suprafaţa interioară de schimb de căldură.

În lucrarea de faţă se dă metoda de identificare a naturii defectului ce poate apărea la un recuperator în funcţionare, pe baza variaţiei rezistenţei aerodinamice.

În cursul lucrării se vor folosi următoarele notaţii principale:

σ = caracteristica combustibilului;

L_0 = cantitatea teoretică de aer pentru ardere $\frac{\mathrm{Nm^3}}{\mathrm{Nm^3_{comb}}}$;

*) Lucrare prezentată Institutului de energetică la 1 octombrie 1957.

CO_2 = conținutul în bioxid de carbon al gazelor de ardere care intră în recuperator (%);

CO_2' = conținutul în bioxid de carbon, al gazelor de ardere care se evacuează din porțiunea de recuperator pentru care se verifică etanșeitatea (%);

B = cantitatea de combustibil ars în focarul instalației $\left(\frac{Nm^3_{comb}}{h}\right)$;

D_a = cantitatea (debitul normal) de aer care se infiltrează în gazele de ardere $\left(\frac{Nm^3}{h}\right)$;

H_a' = rezistența aerodinamică a primei „treceri" *) a recuperatorului $\left(\frac{kg}{m^2}\right)$;

H_a'' = rezistența aerodinamică a celei de a doua „treceri" a recuperatorului $\left(\frac{kg}{m^2}\right)$;

t_m' = temperatura medie a aerului în prima „trecere" a recuperatorului la măsurarea pierderii de presiune H_a' (°C);

t_m'' = temperatura medie a aerului în cea de a doua „trecere" a recuperatorului, la măsurarea pierderii de presiune H_a'' (°C);

t_m = temperatura medie a aerului în prima „trecere" a recuperatorului la măsurarea pierderii de presiune H_a (°C);

D_{a_1} = cantitatea de aer care circulă prin prima „trecere" a recuperatorului, producînd pierderea de presiune H_{a_1}' $\left(\frac{Nm^3}{h}\right)$;

F_a = secțiunea transversală de trecere a aerului, pe o anumită porțiune a recuperatorului (m^2);

W_a = viteza medie de trecere a aerului în porțiunea de recuperator cu secțiunea F_a $\left(\frac{Nm}{s}\right)$;

A = coeficientul aerodinamic al porțiunii de recuperator considerate.

I. METODA DE LUCRU

Măsurînd pierderile de presiune la rece, — pe diferitele porțiuni ale recuperatorului —, la diverse valori ale debitului de aer, se pot trasa caracteristicile aerodinamice pentru porțiunile respective.

Această operație se execută inițial, adică imediat după montaj, cînd recuperatorul este etanș.

Pentru simplificare admitem că ne referim la un recuperator cu proeminențe aciculare cu două „treceri" (fig. 1), prevăzut cu un dispozitiv de măsurat debitul de aer livrat și cu prize pentru măsurat pierderile de presiune.

*) Prin „trecere" se subînțelege un fascicul de elemente de recuperator montate în paralel.

În figura 2 s-au trasat funcțiile $H'_a = f(D_a)$ și $H''_a = \varphi(D_a)$, care reprezintă caracteristicile aerodinamice la rece ale primei și ale celei de a doua „treceri" a recuperatorului pentru temperaturile medii ale aerului t'_m respectiv t''_m.

După un anumit interval de timp măsurînd din nou, la aceleași temperaturi medii ale aerului, pe porțiunile respective ca și în prima expe-

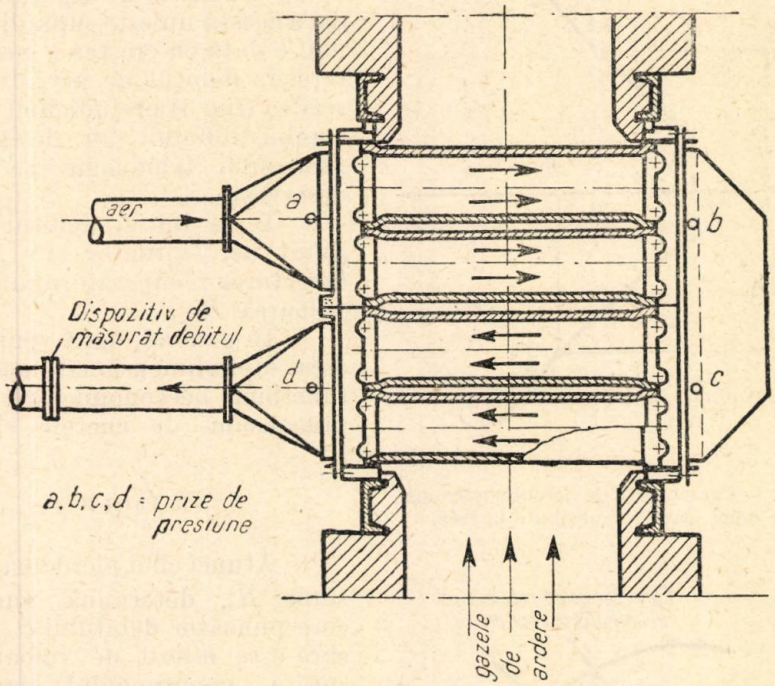


Fig. 1. — Recuperator cu proeminențe aciculare avînd două „treceri".

riență — debitul D_a și pierderile de presiune H'_a și H''_a pot apărea mai multe situații. În continuare se vor analiza aceste cazuri, dîndu-se explicația cea mai probabilă de a se realiza.

1. Cazul 1°

Coordonatele D_{a_1}, H'_{a_1} și D_{a_1}, H''_{a_1} determină puncte situate pe curbele trasate în figura 2. În acest caz recuperatorul și-a păstrat etanșeitatea dacă D_{a_1} este valoarea evaluată cu ajutorul dispozitivului de măsurat debitul.

2. Cazul 2°

Dacă pierderea de presiune H'_{a_1} precizează punctul b corespunzător debitului D_{a_1} (fig. 2) obținut experimental, iar pierderea de presiune H''_{a_1} corespunde debitului $D_{a_2} \neq D_{a_1}$, atunci cea de a doua „trecere" s-a

deteriorat. Astfel au apărut deformații sau depuneri pe suprafața interioară de schimb de căldură a recuperatorului.

Urmările acestei dereglări pot fi deosebit de dăunătoare atunci cînd diferențele ce apar sînt sensibile.

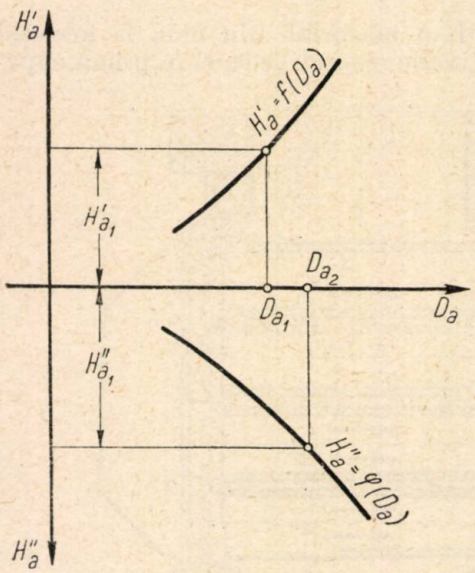


Fig. 2. — Caracteristicile aerodinamice ale celor două „treceri" obținute la rece.

Astfel cum de obicei alimentarea cu aer a recuperatorului se face cu un ventilator de tip centrifugal, dacă acesta nu este supradimensionat, o dată cu creșterea rezistenței rețelei, debitul de aer livrat va scădea (fig. 3) prejudiciind arderea combustibilului sau desfășurarea procesului tehnologic pe care îl deservește.

Dacă inițial debitul de aer livrat de ventilator era D'_a, prin defectarea recuperatorului scade la valoarea D_{a_1}.

În general, dacă ventilatorul este supradimensionat, acesta va funcționa neeconomic, cu un supraconsum de energie electrică.

3. Cazul 3°

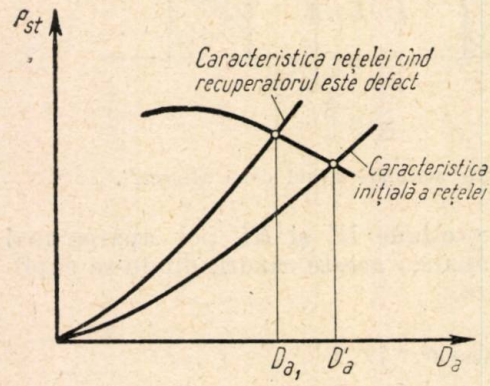


Fig. 3. — Scăderea debitului de aer livrat de ventilator o dată cu creșterea rezistenței recuperatorului.

Atunci cînd pierderea de presiune H'_{a_1} determină punctul b corespunzător debitului D_{a_1} (fig. 2), care este diferit de valoarea măsurată experimental, iar pierderea de presiune H''_{a_1} corespunde debitului $D_{a_2} \neq D_{a_1}$ atunci ambele „treceri" ale recuperatorului prezintă defecte.

Astfel este posibilă apariția unor pierderi de presiune locale suplimentare (deformații, depuneri etc.), sau aerul care traversează recuperatorul prin interior se infiltrează prin neetanșeități în mediul înconjurător.

Scăpările de aer în gazele de ardere se pot evalua în mod direct sau indirect.

Se poate proceda în mod direct, măsurînd debitul de aer intrat atunci cînd evacuarea din recuperator este închisă etanș.

La funcționarea de regim se pot stabili în mod indirect scăpările de aer prin efectuarea diferenței între debitul de aer intrat și evacuat din recuperator.

Deoarece aceste două metode întîmpină, în general, dificultăţi în aplicare din cauza lipsei de spaţiu pentru plasarea dispozitivului de măsurat debitul de aer intrat în recuperator, se poate recurge la o altă metodă indirectă.

Astfel, determinîndu-se conţinutul procentual de bioxid de carbon înainte şi după porţiunea de recuperator a cărei etanşeitate se controlează, se constată dacă la funcţionarea de regim se obţin aceleaşi valori.

Dacă se constată scăderea conţinutului procentual de bioxid de carbon de la valoarea CO_2 la valoarea CO_2' rezultă că se infiltrează aer preîncălzit din recuperator în gazele de ardere.

Trebuie remarcat însă, că numai diferenţa absolută între CO_2 şi CO_2' nu ne dă o imagine completă asupra gradului de neetanşeitate. Pentru a rezolva complet problema este necesar să se determine cantitatea de aer ce se pierde prin neetanşeităţile recuperatorului.

În cazul arderii complete a combustibilului în instalaţia din care se evacuează gazele de ardere, pe baza unor serii de consideraţii care nu se mai amintesc, se poate obţine formula de calcul

$$\Delta D_a = \frac{0{,}21 \cdot B \cdot L_0 (CO_2 - CO_2')}{\sigma \cdot CO_2 \cdot CO_2'}, \tag{1}$$

unde parametrii ce intervin au semnificaţia arătată la începutul lucrării.

Constatarea deficienţelor arătate la cazurile 1° şi 2° necesită revizia rapidă a recuperatorului şi repararea sau înlocuirea părţilor defecte.

Infiltrarea aerului în gazele de ardere poate conduce — în afară de deficienţele semnalate anterior — la scăderea eficienţei recuperatorului şi la înrăutăţirea tirajului.

II. CORECŢIA REZULTATELOR

Deoarece nu întotdeauna se poate realiza în porţiunile de recuperator considerate, aceleaşi temperaturi medii ale aerului ca la încercarea iniţială, trebuie să se facă o corecţie în acest sens.

Dacă pentru prima „trecere" temperatura medie a aerului la încercarea iniţială a fost t'_m, iar la încercarea ulterioară t_m pentru aceeaşi viteză medie a aerului, pierderile de presiune se pot pune sub forma

$$H'_a = A \cdot W_a^2 \cdot \frac{273 + t'_m}{273}, \tag{2}$$

$$H_a = A \cdot W_a^2 \cdot \frac{273 + t_m}{273}. \tag{3}$$

Din împărţirea relaţiilor (2) şi (3) rezultă

$$H'_a = H_a \frac{273 + t'_m}{273 + t_m} \tag{4}$$

Măsurînd H_a și t_m și cunoscînd t'_m se poate obține imediat valoarea pierderii de presiune H'_a cu care se intră în diagrama din figura 2 pentru a face comparațiile arătate anterior.

În mod practic t_m și t'_m capătă valori între 20 și 40°C. Nu se admit valori mai mari, deoarece altfel pot apărea diferențe sensibile între H_a și H'_a rezultate din neuniformitatea vitezelor în diferitele elemente de recuperator montate în paralel.

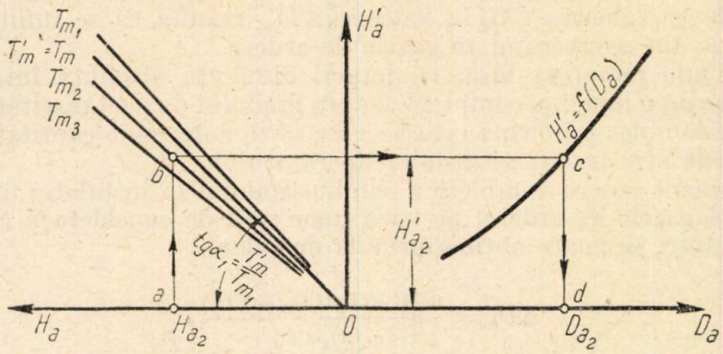


Fig. 4. — Determinarea grafică a pierderii de presiune H'_a atunci cînd se cunoaște H_a și T_m.

O formulă similară relației (4) se poate obține și pentru al doilea grup de elemente care alcătuiesc cea de a doua „trecere".

Deoarece relația (4) se poate scrie sub forma

$$H'_a = H_a \cdot \frac{T'_m}{T_m}, \tag{5}$$

unde $T'_m = 273 + t'_m$ și $T_m = 273 + t_m$, corecția rezultatelor se poate face și prin construcția grafică prezentată în figura 4.

Partea stîngă a figurii 2 se poate completa (fig. 4) cu o serie de drepte înclinate față de axa absciselor cu un unghi dedus din relația

$$\operatorname{tg} \alpha = \frac{T'_m}{T_m}. \tag{6}$$

Deoarece $H'_a = H_a \cdot \operatorname{tg} \alpha$, în cazul concret al măsurării pierderii de presiune H_{a_2}, la temperatura medie t_{m_2}, segmentul ab reprezintă pierderea de presiune la același debit de aer D_{a_2} dar la temperatura medie t'_m.

Deci, în astfel de situații, cu valoarea rezistenței aerodinamice H_a, se intră în diagrama din partea stîngă a figurii 4, cu ajutorul căreia se face corecția de temperatură.

CONCLUZII

În lucrarea de față se propune o metodă pentru identificarea defectelor ce pot apărea la un recuperator.

Determinîndu-se valorile pierderilor de presiune pe diversele porțiuni ale unui recuperator, iar apoi evaluîndu-se conținutul procentual de bioxid

de carbon în două puncte judicios alese, se poate determina cauza care produce modificarea rezistenței aerodinamice. Astfel, pierderea de presiune pe traseul aerului în recuperator se poate mări nu numai din cauza apariției unor deformații sau depuneri de impurități, ci și din cauza scăpării aerului prin diferitele neetanșeități.

Se propune un procedeu grafic, comod, de corectare a valorilor obținute experimental, atunci cînd temperaturile medii ale aerului pe porțiunile respective de recuperator nu sînt identice în fiecare experimentare efectuată. Deoarece instalațiile moderne de arderea combustiilor prevăzute cu recuperatoare sînt dotate cu aparate pentru *măsurarea temperaturii aerului preîncălzit*, *efectuarea analizei gazelor de ardere la intrarea în recuperator*, *măsurarea debitului de combustibil*, controlul justei funcționări a recuperatorului, prin metoda indicată, nu prezintă dificultăți.

МЕТОД ОБНАРУЖЕНИЯ ДЕФЕКТОВ В РЕКУПЕРАТОРЕ

КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ

Излагается новый метод обнаруживания основных внутренних дефектов, появляющихся в рекуператоре.

Определив значения потери давления в различных частях рекуператора и измерив процентное содержание углекислоты в двух правильно выбранных точках, можно выяснить причину изменения аэродинамического сопротивления.

Так потери давления в рекуператоре могут увеличиваться не только из-за появления деформации или отложений примесей, но также из-за утечки воздуха через различные места утечки.

Предлагается удобный графический способ коррекции экспериментальных величин в случае, когда средние температуры воздуха в соответствующих частях рекуператора различны в каждом отдельном опыте.

Так как в современных установках для сжигания топлива используемые рекуператоры снабжены приборами для измерения температуры подогретого воздуха, исследование горючих газов при входе их в рекуператор, измерение подачи топлива и проверка правильности работы рекуператора не связаны с трудностями при применении этого метода.

ОБЪЯСНЕНИЕ РИСУНКОВ

Рис. 1. — Двуходовой игольчатый рекуператор.

Рис. 2. — Аэродинамические характеристики двух ходов, полученные в холодном состоянии.

Рис. 3. — Уменьшение расхода воздуха, подаваемого вентилятором с увеличением сопротивления рекуператора.

Рис. 4. — Графическое определение потери давления H'_a, когда известны H_a и T_m.

MÉTHODE PERMETTANT D'IDENTIFIER LES DÉFAUTS QUI PEUVENT APPARAÎTRE DANS UN RÉCUPÉRATEUR

RÉSUMÉ

L'auteur propose, dans ce travail, une méthode originale pour identifier les principaux défauts intérieurs qui peuvent surgir dans un récupérateur.

En déterminant les valeurs des pertes de pression dans diverses portions d'un récupérateur et en évaluant ensuite le taux de la teneur en bioxyde de carbone en deux points judicieusement choisis, on peut évaluer la cause qui produit la modification de la résistance aérodynamique.

Ainsi, la perte de pression sur le parcours de l'air dans le récupérateur peut croître non seulement en raison de l'apparition de déformations ou de dépôts d'impuretés, mais aussi à cause des fuites d'air par divers défauts d'étanchéité.

L'auteur propose un procédé graphique, commode, pour corriger les valeurs obtenues expérimentalement, lorsque les températures moyennes de l'air dans les portions respectives du récupérateur ne sont pas identiques à chaque expérimentation effectuée.

Comme les installations modernes pour brûler les combustibles, munies de récupérateurs, possèdent des appareils pour mesurer la température de l'air préchauffé, pour l'analyse des gaz de combustion à leur entrée dans le récupérateur et pour la mesure du débit de combustible, le contrôle d'un juste fonctionnement du récupérateur par la méthode indiquée ne présente pas de difficultés.

EXPLICATION DES FIGURES

Fig. 1. — Récupérateur à proéminences aciculaires ayant deux «passages».

Fig. 2. — Caractéristiques aérodynamiques des deux «passages» obtenus à froid.

Fig. 3. — Diminution du débit d'air livré par le ventilateur en fonction de l'accroissement de la résistance du récupérateur.

Fig. 4. — Détermination graphique de la perte de pression H'_a, lorsque H_a et T_m sont connus.

APLICAREA TEORIEI VÎNEI LIBERE LA UN COMPRESOR CU JET LUCRÎND CU GAZE DE EVACUARE *)

DE

C. A. VASILESCU şi V. PIMSNER

1. Gazele de evacuare ale unui motor cu ardere internă se caracterizează prin temperaturi ridicate şi presiuni relativ mari, ceea ce justifică folosirea acestora în aparate care să permită utilizarea energiei lor interne. Un mijloc simplu pentru a face disponibilă energia gazelor de evacuare constă în folosirea unui compresor cu jet de gaze de evacuare [1] care să aspire aer. Cu acest aer aspirat se pot realiza diferite servicii la motor.

Compresorul cu jet astfel realizat funcţionează în regim nepermanent, deoarece presiunea gazelor arse variază continuu de la valoarea maximă a presiunii în momentul deschiderii supapei de evacuare. Această variaţie a presiunii este mai accentuată dacă compresorul cu jet este montat la un singur cilindru al motorului.

Problemele ce interesează a fi studiate sînt : valoarea coeficientului de injecţie u

$$u = \frac{G_i}{G_s}, \tag{1}$$

unde cu G_i s-a notat debitul de gaz antrenat şi cu G_s debitul de gaz activ, precum şi distanţa optimă l între ajutaj şi secţiunea minimă a difuzorului. Obiectul lucrării constă în prezentarea unor serii de date experimentale în această direcţie şi interpretarea lor cu ajutorul teoriei vînei libere de gaz.

2. Se numeşte vînă liberă un curent de gaz în mişcare, nelimitat de pereţi rigizi şi care se propagă în spaţiul umplut de un mediu gazos şi, în general, cu aceleaşi proprietăţi fizice ca şi substanţa vînei. Deoarece domeniul de curgere este turbulent, se creează schimb de substanţă între mediul înconjurător şi vînă. Vîna se împarte în două regiuni caracterizate de distri-

*) Lucrare prezentată Institutului de energetică la data de 26—28 septembrie 1957.

buţia vitezelor : porţiunea iniţială şi porţiunea principală, separate de secţiunea de trecere.

Experienţe nenumărate arată existenţa unei relaţii de similitudine între vitezele adimensionale şi distanţele adimensionale măsurate la diferite vîne libere. Aceste relaţii sînt diferite pentru porţiunea iniţială şi pentru porţiunea principală.

Se fac următoarele ipoteze [2] :

— în secţiunea de ieşire din ajutajul ce realizează accelerarea vînei libere, vitezele sînt distribuite uniform ;

— în orice punct al vînei se consideră componenta transversală a vitezei mică, faţă de componenta axială ;

— presiunea din vînă este practic constantă şi egală cu presiunea din mediul înconjurător ;

— unghiul de divergenţă al vînei în porţiunea iniţială şi principală este acelaşi ;

— se consideră într-o primă etapă vîna neîncălzită.

În cadrul acestor ipoteze se pot determina expresii pentru coeficientul de injecţie în porţiunea principală

$$u = 0{,}415 \frac{D}{d} - 1, \tag{2}$$

unde D este diametrul de intrare în difuzorul compresorului cu jet de tipul II şi d diametrul ajutajului.

Valoarea coeficientului de injecţie pentru porţiunea iniţială a vînei se deduce cunoscîndu-se legile specifice ale acestei porţiuni [3]

$$u = 0{,}11 \left(\frac{D}{d} - 1 \right)^2 + 0{,}22 \left(\frac{D}{d} - 1 \right) \tag{3}$$

Din compararea celor două expresii pentru coeficientul de injecţie rezultă legile cu totul diferite care caracterizează variaţia coeficientului de injecţie în cele două regiuni ale vînei.

În cadrul aceloraşi ipoteze se poate determina lungimea optimă, l, a camerei de amestec, admiţîndu-se că secţiunea minimă a difuzorului trebuie să îmbrace secţiunea jetului liber în punctul unde viteza medie a jetului mai poate asigura comprimarea amestecului la presiunea dorită. Pentru porţiunea principală a jetului se poate stabili expresia

$$\frac{l}{d} = 2{,}1 \frac{D}{d} - 1 \tag{4}$$

şi deoarece practica a introdus raportarea lungimii camerei de amestec la diametrul difuzorului D

$$\frac{l}{D} = 2{,}1 \left(1 - \frac{d}{D} \right) \tag{5}$$

În cazul în care vîna liberă este mai caldă decît mediul în care se propagă, mărimile adimensionale energetice ale vînei capătă o altă repar-

tiție în lungul axului vînei. Acest lucru urmează a se arăta precizîndu-se distanța de la ajutaj și pînă la secțiunea de trecere a vînei l_1

$$\frac{l_1}{d} = 6{,}86 \sqrt{0{,}535 + \frac{0{,}465}{\theta}} \tag{6}$$

unde $\theta = \frac{T_0}{T_N}$; T_0 reprezintă temperatura vînei în secțiunea ajutajului și T_N temperatura mediului exterior.

3. Experimentările au fost realizate pentru a studia funcționarea compresorului cu jet de tipul I și de tipul II în regim nepermanent. S-a folosit un motor monocilindric experimental cu raport volumetric de compresie variabil și cu turație constantă. Pe conducta de evacuare a acestui motor s-a montat un compresor cu jet la care există posibilitatea schimbării ajutajelor și a camerei de amestec (fig. 1). Primele experimentări s-au realizat cu un compresor cu jet, de tipul II, adică compresorul cu jet la care gazul de presiune inferioară nu este accelerat suplimentar pînă la intrarea în regiunea secțiunii minime a camerei de amestec. S-au experimentat compresoare cu jet de tipul II cu cameră de amestec de presiune constantă și cu cameră de amestec de secțiune constantă (în care caz lungimea camerei de amestec de secțiune constantă a fost de 6 D). S-a experimentat de asemenea un compresor cu jet de tipul I la care gazul de presiune scăzută se accelerează pînă la intrarea în secțiunea minimă a camerei de amestec. Rezultatele experiențelor au fost prelucrate în spiritul aplicării teoriei vînei libere la acest compresor cu jet. În timpul experimentărilor s-au menținut constanți parametrii funcționali ai motorului și s-au variat o serie de elemente constructive ale compresorului cu jet (l, d, D), menținîndu-se constantă presiunea aerului aspirat și presiunea de după compresorul cu jet.

3.1. În cazul compresorului cu jet de tipul II și cameră de amestec de presiune constantă s-a trasat diagrama $u - \frac{D}{d}$ (fig. 2). Se observă că punctele măsurate se înscriu pe două curbe distincte care să taie în punctul A pentru $\frac{D}{d} \cong 2{,}5$. Se constată că ramura a a curbei are o formă parabolică ce corespunde valorii coeficientului de injecție în porțiunea inițială a vînei libere (relația (3)), iar ramura b a curbei are o formă liniară, ce corespunde valorii coeficientului de injecție în porțiunea principală a vînei libere (relația (2)). Cele două curbe se întretaie într-un punct comun care trebuie să corespundă secțiunii de trecere. Linia b are drept ecuație expresia

$$u = 0{,}768 \frac{D}{d} + 1{,}94. \tag{7}$$

În același timp experimentările cu compresorul cu jet de tipul I (și de tipul II cu cameră de amestec de secțiune constantă) nu indică (fig. 3) prezența celor două regiuni ale vînei libere.

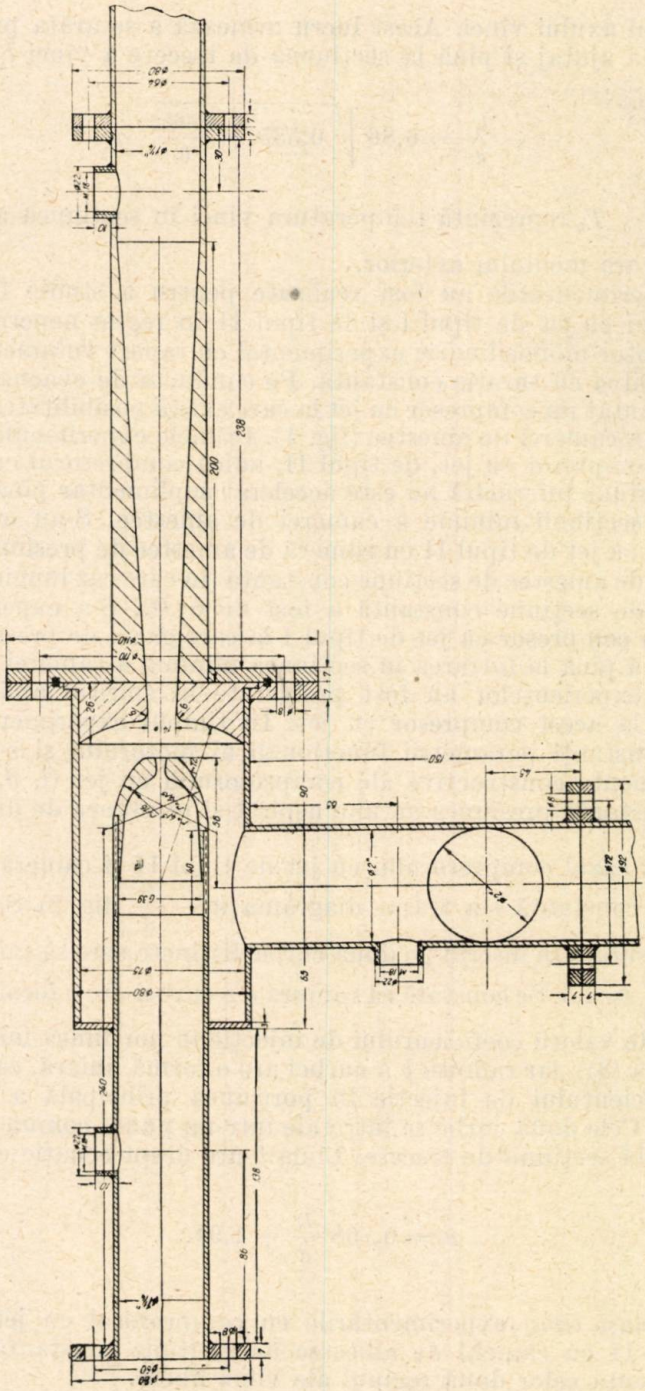


Fig. 1. — Compresorul cu jet experimentat (desenul pentru compresorul cu jet de tipul II).

3.2. Se trasează diagrama $\frac{l}{d} - \left(\frac{D}{d} - 1\right)$ pentru compresorul cu jet de tipul II (fig. 4) cu cameră de amestec de presiune constantă. Şi în acest

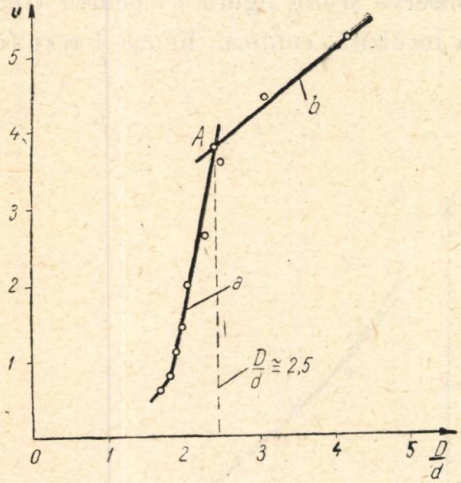


Fig. 2. — Diagrama $u - \frac{D}{d}$ pentru compresorul cu jet de tipul II cu cameră de amestec de presiune constantă.

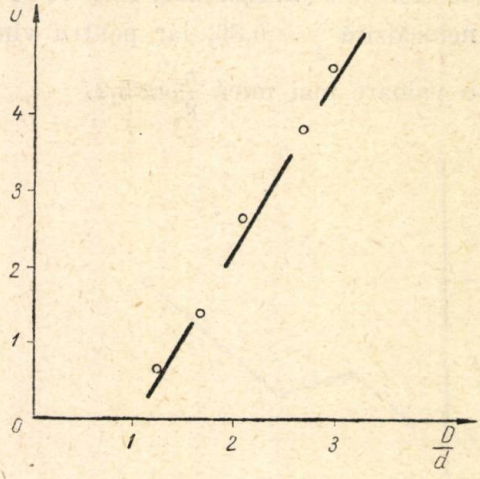


Fig. 3. — Diagrama $u - \frac{D}{d}$ pentru compresorul cu jet de tipul I.

caz se remarcă aşezarea punctelor după două curbe distincte, *a* pentru porţiunea iniţială şi *b* pentru porţiunea principală, care se întretaie în punctul *A* corespunzător secţiunii de trecere.

Pentru curba *b* s-a stabilit relaţia :

$$\frac{l}{d} = 6{,}47\left(\frac{D}{d} - 1\right) - 5{,}1. \qquad (8)$$

Pentru a se obţine o expresie valabilă pentru întreg domeniul vînei se aproximează cele două porţiuni *a* şi *b* ale curbei din figura 4 cu o dreaptă medie *c*, care are ecuaţia

$$\frac{l}{d} = 4{,}45\left(\frac{D}{d} - 1\right) \qquad (9)$$

şi care a fost astfel dusă încît să satisfacă expresia (4).

Aceeaşi diagramă (fig. 5) trasată pentru un compresor cu jet de tipul I nu indică cele două domenii ale vînei libere.

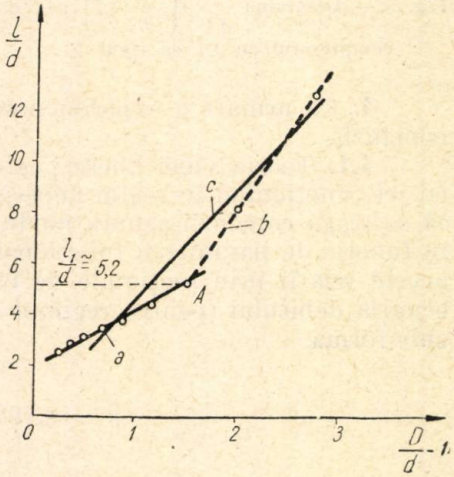


Fig. 4. — Diagrama $\frac{l}{d} - \left(\frac{D}{d} - 1\right)$ pentru compresorul cu jet de tipul II şi cameră de amestec de presiune constantă.

3.3. În ceea ce priveşte influenţa temperaturii se constată din relaţia (6) că o dată cu creşterea temperaturii iniţiale a vînei libere de gaz (T_0), adică cu creşterea termenului adimensional θ, distanţa pînă la secţiunea de trecere se micşorează, ceea ce se observă şi din figura 4 : pentru vîna neîncălzită $\frac{l_1}{d} = 6{,}86$, iar pentru vîna încălzită, conform figurii 4 rezultă o valoare mai mică $\frac{l_1}{d} \cong 5{,}2$.

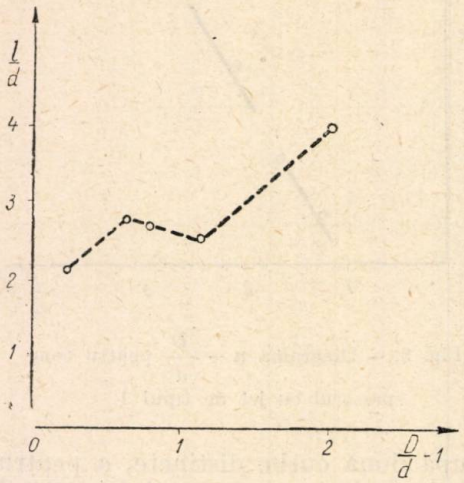


Fig. 5. — Diagramă $\frac{l}{d} - \left(\frac{D}{d} - 1\right)$ pentru compresorul cu jet de tipul I.

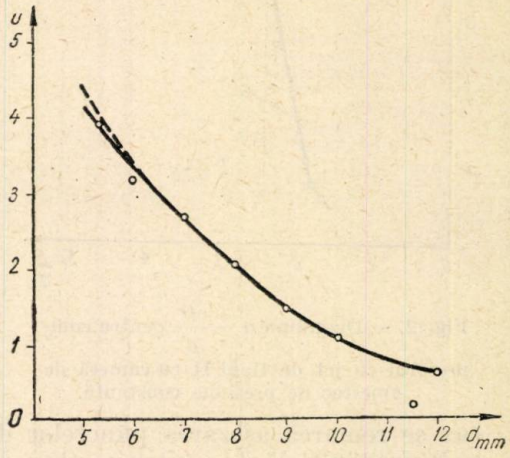


Fig. 6. — Diagrama $u - d$ pentru compresoare cu jet de tipul I (curba plină) şi de tipul II (curba punctată).

4. Ca urmare a experimentărilor prezentate se pot trage o serie de concluzii.

4.1. Teoria vînei libere poate fi aplicată şi în cazul compresoarelor cu jet funcţionînd în regim nepermanent. Aplicarea acestei teorii permite să se tragă concluzii asupra modului cum variază coeficientul de injecţie în funcţie de parametrii funcţionali ai compresorului cu jet, exprimaţi în aceste relaţii prin secţiunile de curgere a gazului. Ţinîndu-se seama de ecuaţia debitului (pentru regimul critic) se poate transforma expresia (7) sub forma

$$u = 0{,}768 \frac{D p_1^{1/2}}{K} + 1{,}94 \qquad (10)$$

care arată că presiunea influenţează direct valoarea coeficientului de injecţie; termenul K cuprinde o serie de factori constanţi, printre care şi temperatura care s-a presupus constantă (şi egală cu temperatura finală).

Prin urmare coeficientul de injecţie scade dacă presiunea scade.

4.2. Din relaţiile (7) şi (9) se obţine

$$u = 0{,}173 \frac{l}{d} + 2{,}708, \tag{11}$$

relaţie ce indică că este necesară o continuă lungire a camerei de amestec pe măsură ce coeficientul de injecţie scade (ca urmare a variaţiei presiunii) pentru restabilirea valorii coeficientului de injecţie.

Rezultă că, în general, distanţa de la ajutaj în secţiunea minimă pînă la intrarea în difuzor trebuie realizată mai mare, în cazul compresorului cu jet funcţionînd în regim nepermanent decît cele funcţionînd în regim permanent.

4.3. Teoria vînei libere nu se poate aplica la compresoarele cu jet de tipul I.

4.4. Valorile coeficienţilor de injecţie optimi pentru compresoare cu jet de tipul I şi tipul II sînt comparabile (fig. 6), în afară de domeniul presiunilor mari înainte de ajutaj (diametre mici ale ajutajului) unde compresorul cu jet de tipul II este superior celui de tipul I, ceea ce se poate explica prin acţiunea favorabilă a presiunii asupra compresoarelor cu jet de tipul II.

ПРИМЕНЕНИЕ ТЕОРИИ СВОБОДНОЙ СТРУИ К СТРУЙНОМУ КОМПРЕССОРУ, ПРИВОДИМОМУ В ДЕЙСТВИЕ ОТРАБОТАННЫМИ ГАЗАМИ

КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ

Исследуется возможность применения теории свободной струи к струйному компрессору, приводимому в действие выхлопными газами и работающему вследствие этого при нестационарном режиме.

Кратко излагаются предположения, на основании которых выводятся расчетные отношения свободной газовой струи. Приводится выражение коэффициента инжекций, в зависимости от характерных безразмерных величин свободной газовой струи. Устанавливается также оптимальная длина смесительной камеры и влияние начальной температуры газовой струи.

Опыты, произведенные на струйном компрессоре, приводимом в действие выхлопными газами, дали возможность изучить как струйный компрессор I типа, так и компрессор II типа. Из полученных данных вытекает возможность качественного применения и пределы количественного применения теории свободной струи к струйному компрессору, работающему на выхлопных газах.

ОБЪЯСНЕНИЕ РИСУНКОВ

Рис. 1. — Опытный струйный компрессор II типа.

Рис. 2. — Диаграмма $u - \frac{D}{d}$ для компрессора II типа с смесительной камерой постоянного сечения.

Рис. 3. — Диаграмма $u - \frac{D}{d}$ для компрессора I типа.

Рис. 4. — Диаграмма $\frac{l}{d} - \left(\frac{D}{d} - 1\right)$ для струйного компрессора II типа с смесительной камерой с постоянным давлением.

Рис. 5. — Диаграмма $\frac{l}{d} - \left(\frac{D}{d} - 1\right)$ для струйного компрессора I типа.

Рис. 6. — Диаграмма $u - d$ для струйных компрессоров I типа (сплошная линия) и II типа (прерывистая линия).

APPLICATION DE LA THÉORIE DU JET LIBRE À UN COMPRESSEUR À JET, FONCTIONNANT AUX GAZ D'ÉCHAPPEMENT

RÉSUMÉ

Les auteurs analysent la possibilité d'appliquer la théorie du jet libre aux compresseurs à jet de gaz d'échappement et qui fonctionnent de cette façon en régime non permanent.

Ils indiquent brièvement les hypothèses dont on déduit les relations de calcul du jet libre de gaz. Ils rappellent l'expression du coefficient d'injection en fonction des grandeurs caractéristiques adimensionnelles du jet libre de gaz. On établit également la meilleure longueur pour la chambre de mélange et l'influence de la température initiale du jet de gaz.

Les expérimentations réalisées sur un compresseur à jet de gaz d'échappement ont permis d'étudier tant les compresseurs du type I que les compresseurs à jet du type II, avec chambre de mélange à section constante.

Les résultats obtenus indiquent la possibilité de l'application qualitative aussi bien que les limites de l'application quantitative de la théorie du jet libre au compresseur à jet de gaz d'échappement.

EXPLICATION DES FIGURES

Fig. 1. — Le compresseur à jet expérimenté (dessin pour le compresseur à jet de type II).

Fig. 2. — Diagramme $u - \frac{D}{d}$ pour le compresseur à jet de type II, à chambre de mélange à pression constante.

Fig. 3. — Diagramme $u - \frac{D}{d}$ pour le compresseur à jet de type I.

Fig. 4. — Diagramme $\frac{l}{d} - \left(\frac{D}{d} - 1\right)$ pour le compresseur à jet de type II et chambre de mélange à pression constante.

Fig. 5. — Diagramme $\frac{l}{d} - \left(\frac{D}{d} - 1\right)$ pour le compresseur à jet de type I.

Fig. 6. — Diagramme $u - d$ pour des compresseurs à jet de type I (tracé plein) et de type II (pointillé).

BIBLIOGRAFIE

1. C. A. VASILESCU, *Utilizarea compresorului cu jet de gaze arse şi aer în scopul răcirii cu aer a motorului cu ardere internă.* Comunicările Acad. R.P.R., *4*, 441 (1957).
2. Г. Н. АБРАМОВИЧ, *Прикладная газовая динамика.* Государственное издательство технико-теоретической литературы, Москва (1953).
3. V. G. ERMACOV, *Aplicarea teoriei vînei în cazul procesului de ejecţie. Schimbul de căldură şi aerohidrodinamica* (traducere din limba rusă, pentru uz intern). Ed. energetică de Stat, Bucureşti, 98 (1953).

STABILIREA INDICILOR DE GAZEIFICARE A UNOR DEȘEURI AGRICOLE

I. GAZEIFICAREA COJILOR DE LA DECORTICAREA OREZULUI*)

DE

I. BLUM, FR. BOLCHI și M. MIHAIL

Inegala repartiție a surselor termoenergetice (țiței, gaze naturale, cărbuni) între diversele regiuni ale R.P.R. a dus la existența unui deficit energetic, îndeosebi în sudul și sud-estul țării, care a frînat dezvoltarea industrială a acestor regiuni.

Una dintre soluțiile legate de ameliorarea acestei situații este folosirea unor surse termoenergetice locale.

Ca materiale combustibile — folosite parțial — și disponibile în cantități însemnate, în multe părți ale țării, sînt deșeurile vegetale.

Produsele agricole ocupă un rol important în economia națională și din prelucrarea lor rezultă cantități mari de deșeuri agricole, care pot constitui o materie primă energetică pentru industrie. Aceste deșeuri sînt adesea un balast pentru industriile în care se acumulează, deoarece necesită cheltuieli de depozitare, transport, distrugere etc.

Dintre deșeurile agricole disponibile în R.P.R. în cantități importante sînt : cojile de la decorticarea orezului, cojile semințelor de floarea-soarelui, excedentul de paie etc. Prin transformarea acestor materiale — care în general sînt irosite — în combustibili de bună calitate se poate pune la dispoziție o sursă termoenergetică inepuizabilă, ele fiind regenerabile anual.

Dintre aceste deșeuri, în prezenta notă ne ocupăm de cojile de la decorticarea orezului.

Ministerul Industriei Alimentare**) arată că din decorticarea orezului provenit din recolta anului 1956, au rezultat aproximativ 8 000 t

*) Lucrare prezentată în sesiunea de comunicări a Institutului de energetică la data de 26—28 septembrie 1957.

**) Comunicate prin adresă Institutului de energetică al Academiei R.P.R.

coji, iar în 1960 această cantitate va creşte la 14 000 t. Cojile se acumulează în următoarele localităţi :

Brăila 3 900 t, Bucureşti 500 t, Slobozia 930 t, Oltenița 80 t,Ploieşti 60 t, Craiova 730 t, Timişoara 1 330 t, Oradea 800 t.

Cheltuielile de evacuare, transport etc. reprezintă în medie 30 lei/t, fără a lua în considerare cheltuielile de distrugere.

Numai o mică parte din aceste coji sînt valorificate la moara şi rizeria „Răsăritul" din Oradea, prin gazeificare.

Gazeificarea este procesul termochimic prin care un combustibil, în general solid, se transformă în gaze combustibile prin intermediul agentului de gazeificare.

Această metodă constituie una din căile de valorificare rațională a combustibililor solizi inferiori, deoarece gazele combustibile rezultate prezintă o serie de avantaje : suplețe în utilizare, efecte pirometrice ridicate, realizarea unei atmosfere propice etc.

Ca reziduu al gazeificării rămîne zgura, care reprezintă partea necombustibilă — cenuşa din combustibil — şi care include în ea şi părți combustibile ; zgura poate constitui o materie primă a fabricilor de cărămizi.

Materiile prime folosite în gazeificare sînt combustibilii naturali sau artificiali, ca : lemnul, paiele, turba, cărbunii bruni, huila, antracitul, semicocsul, cocsul etc.

Datorită diversității materiei prime şi posibilității valorificării diferitelor deşeuri combustibile din alte industrii (coji de bumbac, coji de seminţe de floarea-soarelui, coji de la decorticarea orezului, sîmburi de măsline etc.) gazeificarea reprezintă un procedeu tehnologic, de o deosebită importanță, de valorificare a deşeurilor energetice nefolosite.

În condițiile actuale, ținînd seama de necesitățile energetice de gaze combustibile, de materia primă disponibilă, de coeficienții economici şi de stadiul tehnic de dezvoltare a țării noastre, s-a ajuns la concluzia că cea mai adecvată metodă de gazeificare este producerea gazului mixt.

Deoarece R.P.R. dispune de rezerve apreciabile de deşeuri vegetale, care prin natura lor se pretează la fabricarea unui gaz combustibil, s-a căutat să se stabilească indicii informativi de gazeificare pentru acele deşeuri care rezultau dintr-un proces de fabricație situat în apropierea unei instalații de gazeificare.

Încercările experimentale au fost efectuate cu coji de la decorticarea orezului, în instalația de gazeificare pentru ligniți a morii şi rizeriei „Răsăritul" din Oradea (vezi figura 1). Gazogenul este de fabricație Szilágy-Miskolcz, cu diametrul util de 1 400 mm ; gazele obținute sînt utilizate drept sursă energetică într-un motor cu ardere internă, fabricație Ganz de 250 CP.

Cojile de orez se situează în clasificarea combustibililor, din punct de vedere al gazeificării, în grupa combustibililor care nu aglomerează în timpul procesului şi care în afară de gaze combustibile mai produc gudroane şi acizi graşi (acid acetic etc.).

Se dau mai jos indicii de gazeificare stabiliți în instalația descrisă pentru cojile de la decorticarea orezului.

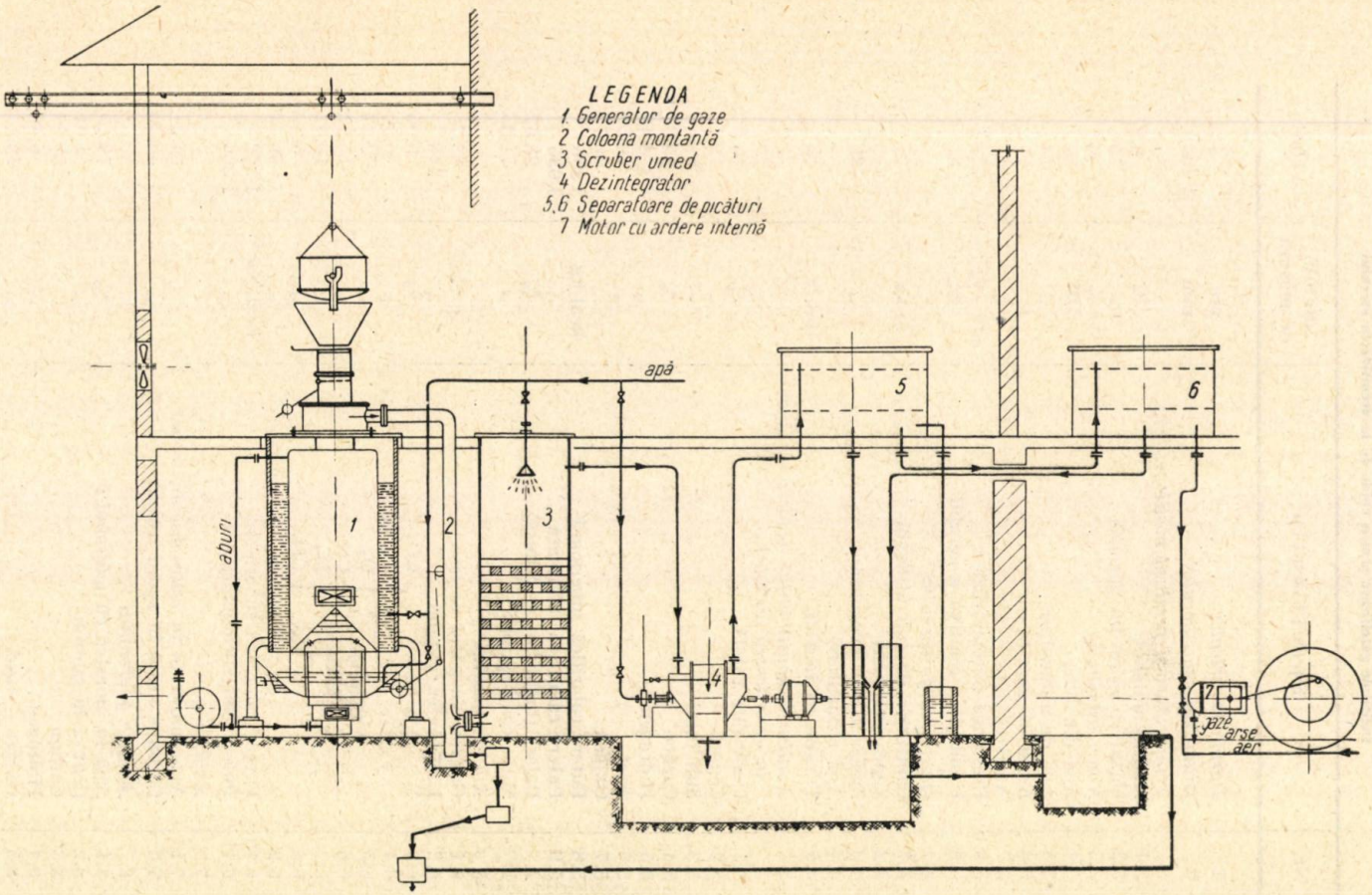

LEGENDA
1. Generator de gaze
2. Coloana montantă
3. Scruber umed
4. Dezintegrator
5,6. Separatoare de picături
7. Motor cu ardere internă
apă
aburi
gaze arse
1
2
3
4
5
6
7

Fig. 1

Indicii de gazeificare pentru cojile de la decorticarea orezului

Nr.	Specificaţia	unităţi de măsură	Valori
1	*Durata experienţei*	ore	4
2	*Diametrul generatorului*	mm	1 400
3	*Temperaturi şi presiuni medii*		
3.1	Mediul ambiant	°C	6,6
3.2	Gazul la ieşire din gazogen	„	79
3.3	Aburi introduşi	—	—
3.4	Apa din taler	°C	32
3.5	Apa de alimentare	„	14
3.6	Aerul de gazeificare	„	17
3.7	Amestec abur + aer	„	17
3.8	Presiunea barometrică	mm Hg	748,1
3.9	Umiditatea relativă a aerului	%	88
4	*Deservirea gazogenului*		
4.1	Cantitatea de coji utilizată	kg	2 707
4.2	Zgura evacuată	„	2 042
4.3	Zgură uscată evacuată	„	730
4.4	Apa alimentare		—
4.5	Turaţia grătarului	ture/h	15
5	*Analiza combustibilului de lucru — coji de la decorticarea orezului*		
5.1	Umiditate totală	%	13,55
5.2	Cenuşă	„	15,12
5.3	Sulf total	—	urme
5.4	Carbon	%	35,64
5.5	Hidrogen	„	4,44
5.6	Azot	„	0,50
5.7	Oxigen	„	30,75
5.8	Putere calorifică superioară	kcal/kg	3 356
5.9	Putere calorifică inferioară	„	3 035
A	Balast (umiditate + cenuşă)	%	28,67
B	Masa combustibilă	„	71,33
6	*Analiza gazului*		
6.1	Gudron în gazul ce iese	g/Nm³	83,7
6.2	Umiditatea gazului	„	248
6.3	Compoziţia gazului: CO_2	%	6,05
6.4	C_mH_n	„	0,50
6.5	O_2	„	2,27
6.6	CO	„	15,72
6.7	H_2	„	10,42
6.8	CH_4	„	5,30
6.9	N_2	„	59,74
6.10	Putere calorifică superioară	kcal/Nm³	1 372
6.11	Putere calorifică inferioară	„	1 266
7	*Analiza zgurii*		
7.1	Apa conţinută în zgura uscată la aer	%	64,24
7.2	Cărbune nears în zgura uscată	„	46,70
8	*Analiza gudronului*		
8.1	Apă în amestec cu gudronul	%	19,13
8.2	Cenuşă în gudron	„	1,01
8.3	Carbon	„	58,26
8.4	Hidrogen	„	6,46
8.5	Oxigen + azot	„	15,14

Nr.	Specificaţia	unităţi de măsură	Valori
8.6	Balast în gudron	·/.	20,14
8.7	Masa combustbilă	,,	79,86
8.8	Carbon la masa combustibilă	,,	72,95
8.9	Hidrogen la masa combustibilă	,,	8,09
8.10	Oxigen + azot la masa combustibilă	,,	18,96
8.11	Putere calorifică superioară la masa combustibilă	kcal/kg	8 112
8.12	Putere calorifică inferioară la masa combustibilă	,,	7 676
	Bilanţul carbonului		
9	Carbon în gaze (CO_2 + C_mH_n + CO + + CH_4)	m^3/m^3	0,2727
10	Idem în	kg/Nm^3	0,146
11	Carbon în gudron (6.1). 0,75/1000	,,	0,0627
12	Carbon în gudron şi gaz (10) + (11)	,,	0,2087
13	Carbon în zgură (7.2).(4.3)/100	kg	340
14	Carbon în zgură pe kg comb. (13)/(4.1)	kg/kg	0,1256
15	Randamentul în gaz	Nm^3/kg	1,10
16	Randamentul în gaz la masa cobustibilă	,,	1,54
	Bilanţul azotului		
17	Azotul rezultat din gazeificarea unui kg de combustibil (6.9).(15)/100	Nm^3/kg	0,657
18	Azotul rezultat dintr-un kg de combustibil (5.6).(22.4/28)/100	,,	0,004
19	Azotul provenit din aerul de gazeificare (17) — (18)	,,	0.653
20	Consum specific de aer (19)/0,79	,,	0,82
21	Consum specific de aer la masa combustibilă (20).100/B	,,	1,14
	Bilanţul zgurei		
22	Zgura uscată şi fără carbon (4.3)—(13)	kg	390
23	Zgura evacuată teoretic (4.1).(5.2)	,,	409
24	Diferenţa (particule antrenate şi erori (23)—(22))	,,	19
	Bilanţul de apă şi hidrogen		
25	Temperatura aburului + aer	°C	17
26	Cantitatea de abur pentru 1 m^3 aer de gazeificare (tabele)	kg/Nm^3	0,012
27	Consumul de abur/1 kg comb. (26).(20)	kg/kg	0,0098
28	Apă introdusă cu comb. (5.1)/100	,,	0,1355
29	Apa rezultată din H_2 din combustibil (5.5).9/100	,,	0,3996
30	Hidrogenul rezultat la 1 kg comb. (6.7).(15)/100	Nm^3/kg	0,1146
31	Apa rezultată din H_2 din gaz (30).18/22,4	kg/kg	0,0920
32	Metan rezultat din 1 kg combustibil (6.8).(15)/100	Nm^3/kg	0,0583
33	Apa rezultată din metanul din gaz pe 1 kg combustibil (32).36/22,4	kg/kg	0,0936
34	Nesaturate rezultate la 1 kg comb. (6.4).(15)/100	Nm^3/kg	0,0055
35	Apa rezultată din nesaturatele din gaz la 1 kg combustibil (34).36/22,4	kg/kg	0,0088

Nr.	Specificaţia	unităţi de măsură	Valori
36	Gudronul rezultat din 1 kg comb. (6.1). (15)/100	kg/kg	0,0920
37	Apa rezultată din H_2 din gudron pe 1 kg combustibil (8.9).9/100	,,	0,728
38	Apa rezultată din H_2 din gudron la 1 kg combustibil (3.7).(36)	,,	0,0666
39	Umiditatea gazului (6.2).(15)/1 000	,,	0,2728
40	Apa intrată în gazogen (27) + (28) + + (29)	,,	0,5449
41	Apa ieşită din gazogen (31) + (33) + (35) + (38) + (39)	,,	0,5338
42	Pierderi (scurgeri de apă caldă şi erori)	,,	0,0111
	Productivitatea gazogenului		
43	Cantitatea de combustibil consumat pe m^2 generator şi oră (4.1).$4/\pi(2)^2$.(1)	kg/m^2h	439
44	Producţia orară de gaz (4.1).(15)/(1)	Nm^3/h	744
45	Producţia de gaz pe m^2 generator şi oră (44).$4/\pi(2)^2$	Nm^3/m^2h	483
	Bilanţul termic		
46	Conţinutul caloric al aerului de gazeificare (20).0,31.(25)	kcal/kg	4,32
47	Conţinutul caloric al aburilor introduşi	,,	5,93
48	Conţinutul caloric al comb. introdus (3.1).0,3.1	,,	1,98
49	Conţinutul caloric al gazului uscat (3.2).0,32. (15)	,,	27,81
50	Conţinutul caloric potenţial al gazului (6.10).(15)	,,	1 509
51	Conţinutul caloric potenţial al gudronului (36).(8.11)	,,	746
52	Conţinutul caloric al gudronului (36).0,45.(3.2)	,,	3,27
53	Conţinutul caloric al apei din gaz 39). $I_{(3.2)}$	,,	171
54	Conţinutul caloric al zgurii (3.4).0,3 (4.2)/(4.1)	,,	7,2
55	Conţinutul caloric potenţial al comb. nears din zgură P_s (14)	,,	879
	Bilanţul termic		
	Intrare		
56	Puterea calorifică superioară a comb. (5.8)	kcal/kg	3 356
57	Conţinutul caloric al comb. (48)	,,	1,98
58	Conţinutul caloric al aerului (46)	,,	4,32
59	Conţinutul caloric al aburului introdus (47)	,,	5,93
	Total		3 368,23
	Ieşire		
60	Conţinutul caloric potenţial al gazului (50)	,,	1 509
61	Conţinutul caloric al gazului (49)	,,	27,81
62	Conţinutul caloric potenţial al gudronului (51)	,,	746
63	Conţinutul caloric al apei din gaz (53)	,,	171

Nr.	Specificația	unități de măsură	Valori
64	Conținutul caloric al zgurii (54)	kcal/kg	7,2
65	Conținutul caloric al aburilor (47)	„	5,93
66	Conținutul caloric al comb. nears din zgură (55)	„	879
67	Pierderi	„	22,29
	Total		3 368,23
68	Coeficientul economic al gazeificării $\frac{(60).100}{(56)}$	%	45
69	Coeficientul economic al gazeificării ținînd seama și de gudronul conținut în gaz $\frac{[(60)+(62)].100}{(56)}$	„	67,2

CONCLUZII

1) Cojile de la decorticarea orezului au putut fi gazeificate pe o instalație clasică de gaz mixt — gazogen tip Sylagy - Miskolz — obținîndu-se un gaz energetic :

— producția de gaz raportată la combustibilul de lucru este 1,10 Nm^3/kg ;

— puterea calorifică a gazului este destul de ridicată P_s 1 372 $kcal/Nm^3$;

— producția de gaz este 744 Nm^3/h.

2) Coeficientul economic al gazeificării este în acest caz redus — 45% — ; gazele obținute sînt epurate, deoarece sînt folosite drept combustibil la un motor cu ardere internă.

3) Coeficientul economic al gazeificării crește simțitor în cazul cînd gazele ar fi utilizate la ardere directă în focare — 67,20% — , deoarece intervine și conținutul caloric potențial al gudronului.

4) Cantitatea de carbon nears în zgură este mare — 46,70% —mărind astfel pierderile ; s-a lucrat însă pe o instalație specifică pentru un alt combustibil, căreia nu i s-a făcut nici o modificare.

5) Zgura rezultată la gazeificare păstrează forma cojilor de orez, datorită conținutului ridicat de silice în cenușa acestora, care îi ridică punctul de topire.

Cantități apreciabile de coji de la decorticarea orezului se găsesc (după cum s-a arătat mai sus) și în alte regiuni ale țării. În acele regiuni cojile sînt evacuate și distruse, operații care implică cheltuieli. Deșeurile de acest tip nu pot fi utilizate ca atare în consumul domestic deoarece se aprind și ard greu.

În anii următori este planificată o intensificare a cultivării orezului și vor rezulta cantități mai mari de coji.

Considerăm că în locurile unde cantitățile de coji de la decorticarea orezului sînt mari, s-ar putea instala gazogene pentru gazeificarea lor, utilizînd astfel rezerva lor energetică.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПОКАЗАТЕЛЕЙ ГАЗИФИКАЦИИ СЕЛЬСКОХОЗЯЙСТВЕННЫХ ОТХОДОВ

I. ГАЗИФИКАЦИЯ РИСОВОЙ ШЕЛУХИ

КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ

Излагается важность использования имеющихся в РНР в значительном количестве сельскохозяйственных отходов. Одной из возможностей является газификация. В связи с этим указывается на преимущество применения продуктов газификации в качестве горючих газов.

Среди других сельскохозяйственных отходов была изучена газификация рисовой шелухи; приводятся и обсуждаются показатели газификациии:

— высшая теплотворная способность газа ккал/Nm^3 — 1372;

— экономический к. п. д. газификации с учетом содержащейся в газе смолы — 67,2%;

— экономический коэффициент газификации — 45%.

DÉTERMINATION DES INDICES DE GAZÉIFICATION DE CERTAINS DÉCHETS AGRICOLES

I. GAZÉIFICATION DES ÉCORCES DE RIZ

RÉSUMÉ

Cette étude relève l'importance que présente la mise en valeur des déchets agricoles qui se trouvent en quantités importantes dans la R. P. Roumaine. Une des possibilités de mise en valeur est leur gazéification. On indique les avantages qu'offre l'utilisation des gaz combustibles.

Parmi les déchets agricoles existants, les auteurs ont étudié la bale de riz; ils présentent et discutent les indices de gazéification, à savoir :

— Le pouvoir calorifique supérieur du gaz — kcal/Nm^3 = 1 372.

— Le coefficient économique de gazéification, compte tenu également de la teneur en goudron du gaz = 67,2%.

— Le coefficient économique de gazéification = 45%.

BIBLIOGRAFIE

1. Д. Б. Гинзбург, *Газификация низкосортного топлива.* Государственное издательство литературы по строительным материалам, Москва (1950).
2. Н. В. Шишаков, *Основы производства горючих газов.* Государственное энергетическое издательство, Москва (1948).
3. P. D. Lebedev, A. A. Sciukin, *Termotehnica industrială,* Ed. tehnică, Bucureşti (1951)

INFLUENȚA ALURII TERMICE ASUPRA CALITĂȚII COCSULUI

I. STUDIUL CĂRBUNILOR DE LUPENI *)

DE

I. BLUM, FR. BOLCHI, B. BERCOVICI și V. ARDELEANU

În R.P.R., rezerva de huilă clasică de cocs este mică și nu poate asigura necesitățile industriei cocsochimice și metalurgice în plină dezvoltare. Dintre zăcămintele importante, cel care conține un cărbune susceptibil de a da cocsuri în anumite condiții și să constituie o sursă de materie primă pentru cocsificare, este partea vestică a bazinului Văii Jiului, reprezentată de cărbunii de Lupeni, Uricani și unele strate din Vulcan. Deși sînt sub aspect geologic terțiare, din punct de vedere chimico-tehnologic sînt huile de gaz și dau în condiții obișnuite un cocs umflat, spongios și fără rezistență mecanică.

Obținerea unui cocs metalurgic din acești cărbuni necesită ameliorarea însușirilor lor de cocsificare, de exemplu, prin degresarea huilei de gaz de la Lupeni cu semicocs; cocsificarea se face în cuptoare clasice pentru huilă de cocs [1] — [2].

Din practică și pe baza datelor din literatură rezultă că un rol important îl are și regimul termic de cocsificare [3] — [8], care pentru huilele de gaz diferă de cel pentru huilele de cocs.

În cadrul studiilor întreprinse în scopul lărgirii, în țara noastră, a bazei de materii prime pentru cocsificare și a îmbunătățirii calității cocsului, în prezenta lucrare se cercetează influența alurii termice asupra calității cocsurilor de Lupeni și corelația ei cu diferiți parametri de cocsificare : temperatura inițială și finală de cocsificare, schimbarea secțiunii de cocsificare, presiunea de brichetare a cărbunelui și tasarea, schimbarea granulației cărbunelui și degresarea sa cu semicocs, pentru a se stabili condițiile optime de cocsificare care duc la obținerea unui cocs de calitate.

*) Lucrare prezentată Institutului de energetică la data de 26—28 septembrie 1957.

CARACTERISTICI EXPERIMENTALE

Materia primă o constituie huila de gaz de Lupeni, producţie curentă, granulaţie 0—10 mm, spălată special pentru cocs. Ca degresant s-a folosit semicocs de P. A. L. din producţia curentă a staţiei de semicarbonizare Petrila.

Analiza lor tehnică se găseşte în tabela 1.

Tabela 1

Analiza tehnică a cărbunelui de Lupeni şi semicocsului de P.A.L.

Denumirea	Umiditate W_a^a %	Cenuşă		Materii volatile	
		A^a %	$A^{anh.}$ %	V^a %	$V^{m.c.}$ %
Cărbune de Lupeni	2,8	9,7	10,0	37,6	43,0
Semicocs de P.A.L.	2,1	12,5	12,8	14,4	16,9

Pentru determinări, cărbunele de Lupeni a fost măcinat la o granulaţie < 1 mm şi brichetat într-o presă hidraulică, după ce în prealabil a fost umectat cu 10% apă şi omogenizat.

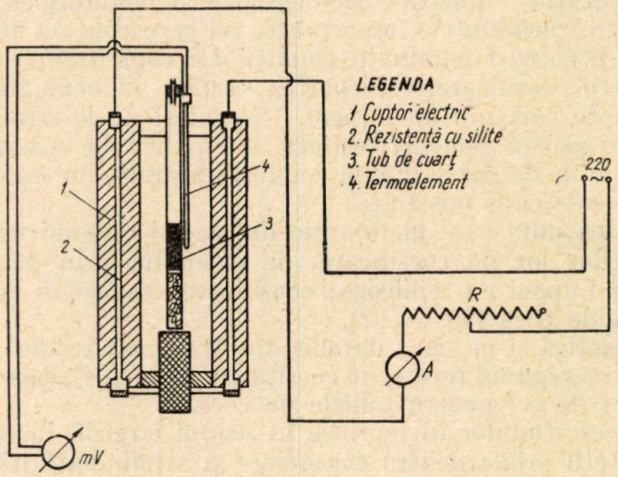


Fig. 1. — Schema instalaţiei de cocsificare.

S-au utilizat pentru cocsificare, în condiţii similare, două tipuri de brichete :

a) Brichete cu diametru 20 mm, înălţimea 43 mm şi greutatea 15 g, cocsificate individual.

b) Brichete cu diametrul 40 mm şi greutatea 35 g, cocsificate în şarje de 10 bucăţi.

Pentru brichetele de tipul *a*) s-a determinat randamentul în cocs, variația dimensiunilor liniare, greutatea specifică aparentă și s-a apreciat calitatea după aspectul cocsului.

Pentru brichetele de tipul *b*) s-a putut determina rezistența mecanică a cocsului la toba de laborator.

Schema instalației folosită pentru cocsificarea brichetelor de tipul *a*) este prezentată în figura 1.

Proba supusă cocsificării s-a introdus la mijlocul tubului de cuarț, unde se află și zona de temperatură maximă a cuptorului. Temperatura s-a măsurat cu ajutorul unui termoelement de Pt-Pt Rh. Reglajul încălzirii cuptorului cu rezistențe de silite s-a realizat prin variația intensității curentului din circuit cu ajutorul unui reostat.

REZULTATE

1. Corelația dintre alura termică de cocsificare și presiunea de brichetare a cărbunelui

Cercetările au fost făcute asupra a două serii de brichete de tipul *a*) obținute din cărbunele Lupeni, granulația < 1 mm, la presiunea de 1 000 și 1 500 kg/cm^2 și cocsificate cu următoarele viteze de încălzire : 2 ; 4 ; 6 ; 10 și 12°C/min.

Rezultatele sînt înfățișate în tabelele 2 și 3.

Tabela 2

Caracteristicile cocsurilor obținute din cărbune de Lupeni brichetat la 1 000 kg/cm^2 în funcție de alura termică

Interval de cocsificare	Alura termică	Indici de calitate ai cocsului					Observații
		diametrul Ø	înălțimea *I*	înălțimea relativă *) *H*	greutatea specifică aparentă	randamentul de cocs	
°C	°C/min	mm	mm		kg/dm^3	%	
20—1000	2	19,0	39,0	0,91	0,88	65,0	Cocs de dimensiuni mai mici decît bricheta inițială, puternic contractat
20—1000	4	19,8	42,8	0,99	0,74	64,8	Cocs foarte bun, cu dimensiuni aproximativ egale cu cele ale brichetei inițiale
20—1000	6	19,9	49,6	1,16	0,65	62,0	Umflarea cocsurilor crește o dată cu mărirea alurii termice
20—1000	8	20,4	54,5	1,27	0,60	61,6	
20—1000	10	20,2	58,6	1,36	0,59	60,5	
20—1000	12	19,8	58,7	1,37	0,58	60,0	

*) În scopul evidențierii contracției sau umflării cocsurilor obținute la diverse aluri termice s-a utilizat înălțimea relativă *H*, care este raportul dintre înălțimea cocsului și înălțimea brichetei inițiale, secțiunea fiind aproape constantă.

Tabela 3

Caracteristicile cocsurilor obţinute din cărbune de Lupeni brichetat la 1 500 kg/cm² în funcţie de alura termică

Interval de cocsificare	Alura termică	Indici de calitate ai cocsului					Observaţii
		diametrul Ø	înălţimea *I*	înălţimea relativă	greutatea specifică aparentă	randamentul de cocs	
°C	°C/min	mm	mm	*H*	kg/dm³	%	
20—1000	2	19,1	39,0	0,91	0,91	65,0	Cocs puternic contractat
20—1000	4	19,9	42,8	0,99	0,77	62,8	Cocs foarte bun
20—1000	6	19,7	47,2	1,12	0,71	61,7	Umflarea cocsurilor creşte o dată cu mărirea alurii termice
20—1000	8	20,5	53,2	1,25	0,65	61,0	
20—1000	10	20,0	56,5	1,31	0,61	61,0	
20—1000	12	20,2	56,7	1,33	0,59	61,1	

Comparînd caracteristicile cocsurilor obţinute la fiecare serie de brichete, cu diferite aluri termice, se observă un paralelism între creşterea înălţimii cocsurilor şi mărirea vitezei de cocsificare. La ambele serii de brichete probele cocsificate cu alurile termice de 2 şi 4°C/min au dimensiuni mai mici sau aproximativ egale cu bricheta de cărbune iniţială, rezultînd cocsuri care după aspect ar avea proprietăţi fizico-mecanice bune. Cocsurile obţinute la alurile termice de 6; 8; 10 şi 12°C/min au toate înălţimea mai mare decît bricheta iniţială.

Probele cocsificate din huila de gaz de Lupeni brichetată la 1 000 şi 1 500 kg/cm² au toate aproximativ acelaşi diametru, iar variaţia înălţimilor relative *H*, a greutăţii specifice aparente şi a randamentului de cocs în funcţie de alura termică de cocsificare, se prezintă şi în diagramele figurilor 2 şi 3.

Pe baza rezultatelor obţinute şi precum reiese din figurile 2 şi 3, din intersecţia curbelor, alura termică cea mai indicată pentru cocsificarea huilei de gaz de Lupeni brichetată este de aproximativ 4°C/min, la care înălţimea relativă *H* este apropiată de unitate, corespunzător unei variaţii minime de volum, iar randamentul de cocsificare şi greutatea specifică aparentă a cocsului au valori ce asigură o productivitate în cocs şi o rezistenţă mecanică ridicată.

Creşterea presiunii de brichetare are o oarecare influenţă asupra calităţii cocsurilor, în sensul micşorării umflării şi creşterii greutăţii specifice aparente.

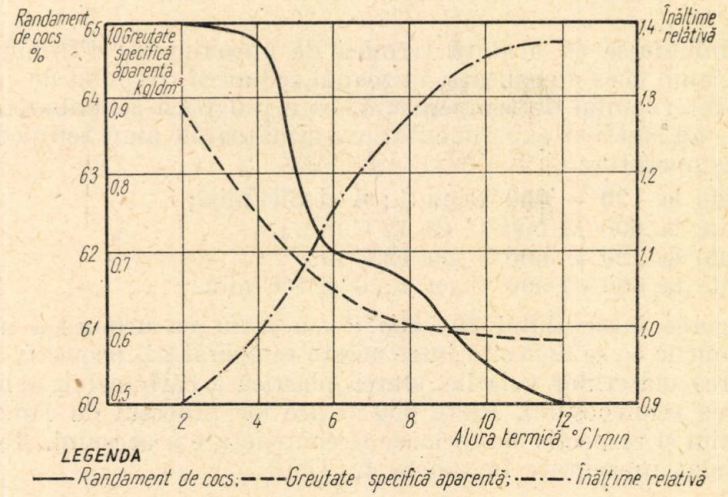


Fig. 2. — Variația înălțimii relative H, a greutății specifice aparente și a randamentului de cocs în funcție de alura termică de cocsificare, pentru probele brichetate la 1 000 kg/cm²

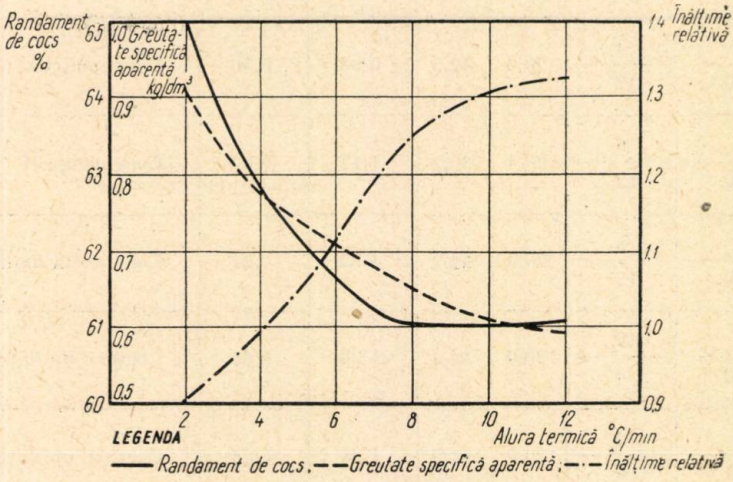


Fig. 3. — Variația înălțimii relative H, a greutății specifice aparente și a randamentului de cocs în funcție de alura termică de cocsificare, pentru probele brichetate la 1 500 kg/cm².

2. Variaţia alurii termice de cocsificare pe diferite intervale de temperatură

Stabilindu-se că o alură termică de aproximativ 4°C/min duce la obţinerea unui cocs de calitate, în scopul reducerii timpului de cocsificare şi găsirii intervalului de temperatură, care provoacă schimbarea calităţii cocsului, s-au efectuat experimentări cu următoarele aluri termice şi intervale de temperatură :

a) de la 20 — 600 °C cu 4 ; 6 şi 8°C/min ;
de la 600 — 1 000 °C cu 12°C/min ;
b) de la 20 — 600 °C cu 12°C/min ;
de la 600 — 1 000 °C cu 4 ; 6 şi 8°C/min.

Alegerea intervalului 20 — 600 °C s-a făcut ca urmare a importantelor fenomene ce se dezvoltă între aceste temperaturi, respectiv formarea şi degajarea materiilor volatile, starea plastică a cărbunelui, aglomerarea şi formarea semicocsului. Peste 600 °C are loc procesul de cementare al semicocsului şi respectiv de formare şi compactare a cocsului. Rezultatele obţinute sînt prezentate în tabela 4.

Tabela 4

Caracteristicile cocsurilor obţinute din cărbune de Lupeni brichetat la 1 500 kg/cm² în funcţie de intervalul de temperatură

Interval de cocsificare	Alură termică	Indici de calitate ai cocsului				Observaţii
		diametrul Ø	înălţimea *I*	înălţimea relativă	greutatea specifică aparentă	
°C	°C/min	mm	mm	*H*	kg/dm³	
20 — 600	4	20,0	42,5	0,98	0,76	Cocs compact, dur
600 — 1000	12					
20 — 600	6	20,4	50,2	1,17	0,67	Cocs compact
600 — 1000	12					
20 — 600	8	20,0	52,2	1,22	0,62	Cocs puţin umflat
600 — 1000	12					
20 — 600	12	20,0	52,4	1,23	0,65	Cocsuri umflate, fisurate
600 — 1000	4					
20 — 600	12	20,0	54,0	1,25	0,64	Cocsuri umflate, fisurate
600 — 1000	6					
20 — 600	12	20,2	55,3	1,29	0,61	Cocsuri umflate, fisurate
600 — 1000	8					

Din compararea indicilor de calitate ai cocsurilor obținute, rezultă importanța unei aluri termice de cocsificare de 4—6°C/min în intervalul 20—600 °C, peste această temperatură alura termică poate deveni mai rapidă.

Pentru restrîngerea intervalului de temperatură 20—600 °C, respectiv găsirea intervalului critic de temperatură la care rezultă cocsuri de calitate, probele de cărbune brichetate la presiunea optimă de 1 500 kg/cm² au fost introduse la diferite temperaturi inițiale ale cuptorului și cocsificate cu o alură termică favorabilă (4 °C/min) pînă la 700 °C (temperatura de înfurnare a cărbunelui în cuptoarele industriale), iar de aici pînă la temperatura finală (1 000 °C) cu alura cea mai rapidă permisă de cuptor. Rezultatele sînt prezentate în tabela 5.

Tabela 5

Caracteristicile cocsurilor obținute din cărbune de Lupeni brichetat la 1 500 kg/cm², în funcție de temperatura inițială de cocsificare

Temperatura inițială	Interval de cocsificare	Alură termică	Indici de calitate ai cocsului				Observații
			diametrul Ø	înălțimea *I*	înălțimea relativă	greutatea specifică aparentă	
°C	°C	°C/min	mm	mm	*H*	kg/dm³	
350	350—700	4	20,0	46,0	1,07	0,71	Cocs foarte bun, compact, fără fisuri
	700—1000	12					
400	400—700	4	20,0	47,0	1,09	0,68	Cocs foarte bun, compact, fără fisuri
	700—1000	12					
450	450—700	4	20,0	48,0	1,11	0,66	Cocs puțin umflat
	700—1000	12					
500	500—700	4	20,0	51,3	1,20	0,62	Cocs foarte umflat
	700—1000	12					
550	550—700	4	20,1	56,6	1,31	0,58	Cocs foarte umflat
	700—1000	12					
600	600—700	4	20,0	60,0	1,40	0,57	Cocs argintiu, fisurat
	700—1000	12					
700	700—1000	12	19,0	67,0	1,56	0,55	Cocs foarte umflat, poros, luciu argintiu

Se observă că la temperaturi inițiale de cocsificare, mai mici de 450 °C, se obțin cocsuri cu indici calitativi buni; peste 450 °C cocsurile

sînt cu atît mai umflate cu cît temperatura inițială de cocsificare este mai înaltă. Variația înălțimii relative H și a greutății specifice aparente în funcție de temperatura inițială de cocsificare sînt reprezentate în diagrama figurii 4.

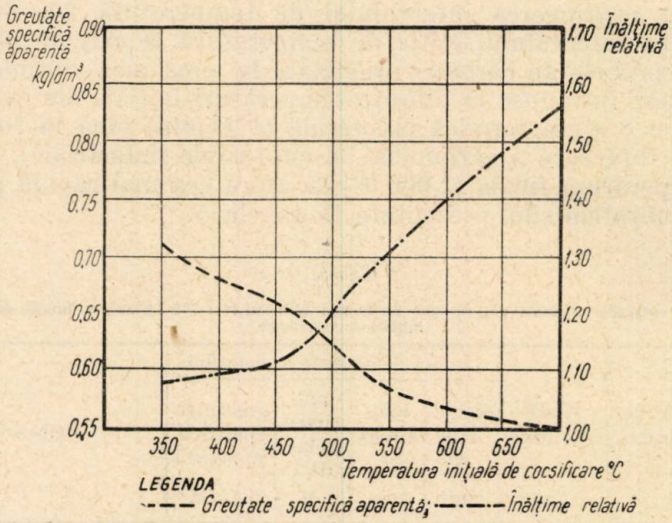


Fig. 4. — Variația înălțimii relative H și a greutății specifice aparente a cocsului, în funcție de temperatura inițială de cocsificare.

Din datele obținute rezultă că pentru huila de gaz de Lupeni există un interval critic de temperatură cuprins între 400—700 °C, care determină calitatea cocsului, în afara căruia, oricum ar fi condusă încălzirea cărbunelui, proprietățile calitative ale cocsului nu se schimbă și că temperatura favorabilă de înfurnare este de 400 °C, la care se obțin cocsuri bune, compacte și fără fisuri.

Drept criteriu de comparație s-au efectuat determinări și cu cărbune tasat, în condiții similare cu probele brichetate supuse cocsificării. Rezultatele sînt prezentate în tabela 6.

Se observă la cocsificarea cărbunelui de Lupeni tasat, că numai cocsurile obținute la o temperatură inițială de cocsificare de 400 °C sînt compacte; peste această temperatură cocsurile devin puternic fisurate sau se rup în bucăți.

Reiese că delimitarea intervalului critic de temperatură efectuată pentru cărbunele de Lupeni brichetat se menține și pentru cărbunele tasat, că temperatura favorabilă de înfurnare este aceeași, adică 400 °C și că de la această temperatură începe intervalul critic de cocsificare. Astfel, dacă pentru huilele de gaz brichetate sau numai tasate, se conduce, în intervalul critic (400—700 °C), cocsificarea cu o alură de aproximativ 4 °C/min se obțin cocsuri de bună calitate ($H \simeq 1{,}1$; greutatea specifică aparentă $\simeq 0{,}67$); restrîngerea (micșorarea) intervalului de temperatură duce la formarea cocsurilor umflate și fisurate.

Tabela 6

Caracteristicile cocsurilor obținute din cărbune de Lupeni tasat, în funcție de temperatura inițială de cocsificare

Temperatura inițială de cocsificare °C	Intervale de cocsificare °C	Alura termică °C/min	Indici de calitate ai cocsului: diametrul Ø mm	înălțimea *I* mm	înălțimea relativă *H*	greutatea specifică aparentă kg/dm³	Observații
400	400—700 / 700—1000	4 / 12	19,7	47	1,1	0,67	Cocs compact
500	500—700 / 700—1000	4 / 12	—	—	—	—	Cocsuri puternic fisurate sau în bucăți; nu s-au putut caracteriza indicii de calitate
600	600—700 / 700—1000	4 / 12	—	—	—	—	
700	700—1000	12	—	—	—	—	

3. Influența granulației cărbunelui asupra calității cocsului

În determinările anterioare, lucrîndu-se cu granulația < 1 mm (sita de 36 ochiuri/cm²), s-a studiat în continuare influența granulației $< 0{,}5$ mm (sita de 144 ochiuri/cm²) și $< 0{,}2$ mm (sita de 900 ochiuri/cm²). Probele brichetate la 1 500 kg/cm² au fost cocsificate în condițiile optime stabilite anterior. Rezultatele sînt prezentate în tabelele 7 și 8.

Tabela 7

Caracteristicile cocsului din cărbune de Lupeni, granulație $< 0{,}5$ mm, brichetat la 1 500 kg/cm²

Temperatura inițială de cocsificare °C	Interval de cocsificare °C	Alură termică °C/min	Indici de calitate ai cocsului: diametrul Ø mm	înălțimea *I* mm	înălțimea relativă *H*	greutatea specifică aparentă kg/dm³	Observații
350	350—700 / 700—1000	4 / 12	20,0	46,0	1,07	0,74	Cocs foarte bun; dens, cu luciu metalic
400	400—700 / 700—1000	4 / 12	20,0	42,5	0,99	0,75	Cocs foarte bun; dens, cu luciu metalic

Tabela 8

Caracteristicile cocsului din cărbune de Lupeni, granulaţia < 0,2 mm, brichetat la 1 500 kg/cm²

Temperatura iniţială de cocsificare °C	Interval de cocsificare °C	Alură termică °C/min	Indici de calitate ai cocsului: diametrul Ø mm	înălţimea *I* mm	înălţimea relativă *H*	greutatea specifică aparentă kg/dm³	Observaţii
350	350—700	4	19,3	45,5	1,04	0,76	Cocs foarte bun
	700—1000	12					
400	400—700	4	19,0	47,0	1,09	0,75	Cocs foarte bun
	700—1000	12					
400	400—700	2	16,7	36,0	0,84	1,19	Cocs foarte dens, cel mai bun cocs obţinut
	700—1000	12					

Se observă că în condiţii egale de cocsificare, micşorarea granulaţiei duce la îmbunătăţirea calităţii cocsului.

Se evidenţiază calitatea cocsului rezultat dintr-o probă de cărbune cu granulaţie < 0,2 mm, cocsificată cu alura de 2 °C/min. Cocsul este foarte compact şi dens, cu o greutate specifică aparentă superioară celorlalte, avînd o contracţie mai mare decît aceea a probei cocsificate tot cu 2 °C/min, dar la granulaţia < 1 mm.

Comparativ s-a cercetat influenţa granulaţiei < 0,2 mm şi asupra cărbunelui tasat, rezultatele fiind prezentate în tabela 9.

Tabela 9

Caracteristicile cocsului din cărbune de Lupeni tasat; granulaţia < 0,2 mm

Temperatura iniţială de cocsificare °C	Intervale de cocsificare °C	Alura termică °C/min	Indici de calitate ai cocsului: diametrul Ø mm	înălţimea *I* mm	înălţimea relativă *H*	greutatea specifică aparentă kg/dm³	Observaţii
400	400—700	4	19,4	41,0	0,96	0,73	Cocsuri deosebit de bune, compacte
	700—1000	12					
400	400—700	2	19,0	39,0	0,91	0,79	Cocsuri deosebit de bune, compacte
	700—1000	12					

Se observă că şi la cărbunele tasat micşorarea granulaţiei duce la îmbunătăţirea calităţii cocsului.

4. Influența secțiunii brichetelor supuse cocsificării asupra calității cocsului

S-a lucrat cu brichete de tip B, din cărbune de Lupeni, granulația < 0,5 mm, cocsificate, în șarje de 10 bucăți într-o retortă Koppers, în locul tubului de cuarț folosit pentru determinările anterioare. Rezultatele determinării rezistenței mecanice a cocsului în funcție de alura termică de cocsificare sînt prezentate în tabela 10.

Tabela 10

Rezistența la toba de laborator tip Nedelmann a cocsurilor din cărbune Lupeni < 0,5 mm, brichetate la 1 500 kg/cm²

Granulație, mm \ Alura termică °C/min	2	4	6	8
>10	86	92	90	87
1—10	3	2	1	3
< 1	11	6	9	10
Total %	100	100	100	100

Se observă rezistența mecanică bună a cocsurilor rezultate cu alură termică de 4 °C/min, ceea ce confirmă rezultatele înfățișate mai înainte (fig. 2, 3 și 4).

5. Influența degresării cărbunelui de Lupeni cu semicocs

Pentru a se obține o imagine exactă asupra valorilor obținute pînă acum, s-a determinat, în condițiile noastre experimentale, influența semicocsului la degresarea huilei de gaz de Lupeni în procesul de cocsificare. Rezultatele experimentale sînt prezentate în tabela 11.

Tabela 11

Caracteristicile cocsurilor obținute din cărbune de Lupeni < 0,2 mm cu adaos de semicocs de P.A.L., brichetat la 1 500 kg/cm²

Adaos de semicocs	Temperatura inițială de cocsificare	Interval de cocsificare	Alură termică	Indici de calitate ai cocsului				Observații
				diametrul Ø	înălțimea *I*	înălțimea relativă	greutatea specifică aparentă	
%	°C	°C	°C/min	mm	mm	*H*	kg/dm³	
15	600	600—1000	12	18,0	42,0	0,97	0,93	Cocs contractat
20	600	600—1000	12	18,0	53,0	1,23	0,85	Cocs cu o fisură transversală
20	20	20—1000	12	18,0	42,1	0,97	0,94	Cocs dens fără fisuri.

Se observă că deşi s-a lucrat în condiţii nefavorabile, în raport cu regimul termic optim de cocsificare stabilit anterior, s-au obţinut totuşi cocsuri cu indici buni de calitate. Degresarea cărbunelui de Lupeni cu semicocs, care constituie reţeta de bază de cocsificare la noi în ţară, reprezintă într-adevăr o cale indicată pentru obţinerea unui cocs de calitate din acest cărbune.

CONCLUZII

Din cercetările efectuate se desprind următoarele concluzii :

1. Pentru huila de gaz de tipul Lupeni degresarea cu semicocs creează posibilitatea obţinerii unui cocs de bună calitate în condiţii de regim termic cu totul nefavorabile pentru cărbunele cocsificat fără adaos. Semicocsul constituie un element necesar de adaos în şarja de cocsificare, în cazul condiţiilor clasice de cocsificare industrială.

2. În ceea ce priveşte cocsificarea huilei de gaz de Lupeni fără adaos, rezultă un cocs nesatisfăcător dacă este cocsificat în condiţii clasice, adică înfurnat la 600—700 °C şi încălzit lent pînă la 1 000 °C.

Dacă este cocsificat în alte condiţii de regim termic, rezultă un cocs de calitate, existînd deci posibilitatea schimbării calităţii cocsului în funcţie de viteza de încălzire. Viteza de cocsificare optimă este reprezentată printr-o alură termică de aproximativ 4 °C/min.

3. Presiunea de brichetare influenţează calitatea cocsului, micşorînd umflarea şi mărind greutatea specifică aparentă.

4. Micşorarea granulaţiei cărbunelui conferă o mai bună rezistenţă mecanică brichetelor cocsificate şi implicit cocsului rezultat.

5. Intervalul critic pentru cocsificarea cărbunelui de Lupeni este de 400—700 °C. Între aceste temperaturi este necesar o alură termică de cocsificare de aproximativ 4 °C/min. În afara acestui interval se poate încălzi cu orice viteză.

6. Pe baza rezultatelor experimentale obţinute, reiese că efectul degresării huilei de gaz de Lupeni cu semicocs de P.A.L., în vederea obţinerii unui cocs de calitate, poate fi înlocuit prin condiţiile specifice de fabricare a cocsului, aplicate aceluiaşi cărbune (alură termică, granulaţie etc.).

7. Problema îmbunătăţirii calităţii cocsului metalurgic se poate realiza deci nu numai sub aspectul rezervelor de materii prime, ci şi sub acela al condiţiilor de cocsificare, în interdependenţa şi corelaţia lor. Din rezultatele cercetărilor se desprinde necesitatea de a se adapta condiţiile clasice de cocsificare — tipul de cuptoare, regim de încălzire etc. — la caracteristicile cărbunelui utilizat, în speţă huila de gaz de Lupeni şi nu invers, cum se rezolva — unilateral din punct de vedere ştiinţific şi nejustificat tehnic — această problemă pînă acum.

ВЛИЯНИЕ ТЕПЛОВОГО РЕЖИМА НА КАЧЕСТВО ПОЛУЧАЕМОГО КОКСА

I. ИССЛЕДОВАНИЕ УГЛЯ МЕСТОРОЖДЕНИЯ ЛУПЕНИ

КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ

В работе подчеркивается значение влияния теплового режима коксования на качество кокса, получаемого из угля, добываемого в Лупени (долина Жиу), причем исследуется это влияние и соотношение его с различными параметрами коксования.

Устанавливаются оптимальные условия коксования, при которых можно получать качественный кокс из газового каменного угля.

ОБЪЯСНЕНИЕ РИСУНКОВ

Рис. 1. — Схема установки для коксования.

Рис. 2. — Зависимость относительной высоты H, кажущегося удельного веса и выхода кокса от теплового хода коксования для проб, брикетируемых при давлении в 1 000 кг/см².

Рис. 3. — Зависимость относительной высоты H, кажущегося удельного веса и выхода кокса от теплового хода коксования для проб, брикетируемых при давлении в 1 500 кг/см².

Рис. 4. — Зависимость относительной высоты H и кажущегося удельного веса кокса от начальной температуры коксования.

INFLUENCE DE L'ALLURE THERMIQUE SUR LA QUALITÉ DU COKE

I. ÉTUDE DU CHARBON DE LUPENI

RÉSUMÉ

Ce travail démontre l'importance du régime thermique de cokéfaction sur la qualité des cokes provenant du charbon de Lupeni (vallée du Jiu). Les recherches ont porté sur l'influence de l'allure thermique et sur sa corrélation avec différents paramètres de cokéfaction.

Les auteurs établissent les meilleurs conditions de cokéfaction, qui conduisent à la production d'un coke de bonne qualité, à partir d'une houille à gaz.

EXPLICATION DES FIGURES

Fig. 1. — Schéma de l'installation de cokéfaction.

Fig. 2. — Variations de la hauteur relative H, du poids spécifique apparent et du rendement en coke, en fonction de l'allure thermique de cokéfaction (spécimens briquetés à 1 000 kg/cm²).

Fig. 3. — Variations de la hauteur relative *H*, du poids spécifique apparent et du rendement en coke, en fonction de l'allure thermique de cokéfaction (spécimens briquetés à 1 500 kg/cm^2).

Fig. 4. — Variations de la hauteur relative *H* et du poids spécifique apparent du coke, en fonction de la température initiale de cokéfaction.

BIBLIOGRAFIE

1. I. BLUM, *Industria carboniferă din Romînia.* Lucrările celui de al XVI-lea congres AGIR, partea VI, **II**, 193 (1945).
2. — *Scurtă privire asupra cocsului metalurgic din R.P.R.*, Manualul chimistului, **II**, 1969 (1948).
3. P. A. МОТТ, P. B. ВЕЕЛЕР, *Качество кокса.* Москва (1947).
4. A. A. АГРОСКИН, Н. П. ЧИЖЕВСКИЙ, *Коксование.* Москва (1949).
5. B. A. ВЕХОВ, *Влияние изменения температурного режима на динамику выделения летучих веществ.* Изв. Акад. Наук СССР, 8 (1949).
6. E. M. TAIT, *Factorii care provoacă formarea fisurilor în cocs.* I.S.R.S., seria tehnică, *36* (1955).
7. I. F. PAHALOK, V. S. POZNAVSKAIA, *Cărbunii bruni ca materie primă pentru cocsificare.* Analele Romîno-Sovietice, seria tehnică, *36* (1955).
8. W. J. KRAMERS, *Formation of coke from weakly caking coal by rapid carbonization.* Fuel, *8* (1950).

POSIBILITĂȚI DE FABRICARE A UNUI GAZ DE GAZOGEN DESULFURAT*)

DE

I. BLUM, TH. PIATKOWSKI, I. EPURE și O. MĂRCULESCU

Una din căile utilizării raționale a combustibililor solizi și în special a cărbunilor inferiori este gazeificarea.

Combustibilul gazos prezintă o serie de avantaje, față de alți combustibili, care îl fac absolut necesar pentru unele industrii.

Printre industriile mari consumatoare de gaze combustibile se numără unele dintre cele mai importante : industria siderurgică, industria ceramică și a sticlei, industria chimică etc.

Trebuie de asemenea menționată întrebuințarea din ce în ce mai largă a gazelor combustibile la încălzitul casnic, ele alcătuind una din principalele surse de căldură din țările civilizate și în special din marile orașe ale lumii.

Cu succes au fost de asemenea introduse gazele combustibile ca sursă energetică în motoarele cu explozie.

Problema calității gazelor combustibile fabricate din cărbuni are aspecte specifice legate de felul cărbunelui și în special de utilizarea dată acestor gaze. Două aspecte ale acestei probleme au preocupat în mod deosebit pe cercetători :

1. Mărirea puterii calorifice.
2. Desulfurarea.

Dacă în ceea ce privește mărirea puterii calorifice a gazelor s-au făcut oarecare progrese prin gazeificarea la presiune, cu oxigen, în ceea ce privește desulfurarea gazelor, deși s-au întreprins numeroase studii, sînt utilizate și azi tot vechile procedee, foarte costisitoare.

În lucrarea de față ne-am preocupat de desulfurarea gazelor de generator, preparate în laborator, din lignit de Sărmășag, mina Chiejd.

Bazați pe date din literatura de specialitate și pe unele concluzii proprii din lucrările anterioare [1], [2], am încercat obținerea de gaze combustibile cu conținut redus de sulf, prin gazeificarea lignitului cu adaos de oxid și carbonat de calciu.

*) Lucrare prezentată Institutului de energetică la data de 26—28 septembrie 1957.

1. Pirogenarea lignitului de Sărmăşag mina Chiejd, cu adaos de oxid de calciu

Admiţînd existenţa în gazogen a unor zone tipice de uscare, semicocsificare, cocsificare, reducere şi oxidare, am urmărit în primul rînd comportarea sulfului total din lignitul respectiv la semicocsificare şi cocsificare cu adaos de oxid şi carbonat de calciu.

Semicocsificarea lignitului, cu granulaţie de 0—1 mm, în amestec cu oxid de calciu, cu granulaţie de 0—0,2 mm, a fost făcută în retorta de aluminiu după metoda Fischer-Schrader la 550 °C.

Cocsificarea lignitului cu acelaşi adaos a fost făcută după metoda Koppers la 1 000 °C.

În tabelele 1, 2 şi 3 sînt consemnate rezultatele referitoare la comportarea sulfului total în procesul de semicocsificare şi de cocsificare, precum şi analiza lignitului cu care s-a experimentat.

Tabela 1

Analiza lignitului de Sărmăşag, mina Chiejd

Caracteristici	Proba pentru analiză %	Masa comb. %
Carbon	41,27	69,99
Hidrogen	3,27	—
Umiditate higroscopică	33,94	—
Cenuşă	17,10	—
Materii volatile	30,12	51,11
Sulf total	2,26	—
Cocs brut	45,94	—
Cocs net	28,84	48,91

Tabela 2

Semicocsificarea lignitului de Sărmăşag, mina Chiejd

Lignit	Adaos CaO	Randament semicocs	Sulf total în semicocs	Raportat la sulf total din lignitul iniţial egal cu 100	
				sulf total în semicocs	sulf total în materii volatile
%	%	%	%	%	%
100	0	55,50	2,00	49,11	50,89
80	20	73,30	2,13	86,35	13,65

Din analiza rezultatelor consemnate în tabela 2 se constată că la semicocsificarea lignitului, în amestec cu 20% oxid de calciu, 86,35% din sulful total din lignit este reţinut în semicocs şi numai 13,65% trece în materiile volatile (gaze, ape, gudroane).

Din tabela 3 se constată că la cocsificarea aceluiași lignit, în amestec cu 20% oxid de calciu, 91,32% din sulful total din lignit rămîne în cocs și numai 8,68% trece în materiile volatile (gaze, ape, gudroane).

Tabela 3

Cocsificarea lignitului de Sărmășag, mina Chiejd

Lignit	Adaos CaO	Randament cocs	Sulf total în cocs	Raportat la sulf total din lignitul inițial egal cu 100	
				Sulf total în cocs	Sulf total în materii volatile
%	%	%	%	%	%
100	0	41,00	2,31	41,92	58,08
80	20	58,70	2,81	91,32	8,68

Deoarece la coborîrea prin gazogen cărbunele trece succesiv prin zonele de semicocsificare și cocsificare, este de așteptat ca el să se comporte în gazogen ca și în cazul operațiilor respective efectuate separat. Adică, în cazul gazeificării cu adaos de CaO sulful să fie reținut în zonele respective de către adaosul de CaO.

În privința comportării sulfului fixat ca sulfură în cocs, la arderea cocsului, am arătat într-o lucrare anterioară, că sulful este reținut aproape integral de către cenușă.

Am considerat că și în zona de oxidare a gazogenului, sulful din cocs va trece în cenușă ca sulfat, iar gazele rezultate vor avea un conținut redus de sulf.

2. Gazeificarea lignitului de Sărmășag, mina Chiejd, cu oxid și respectiv carbonat de calciu

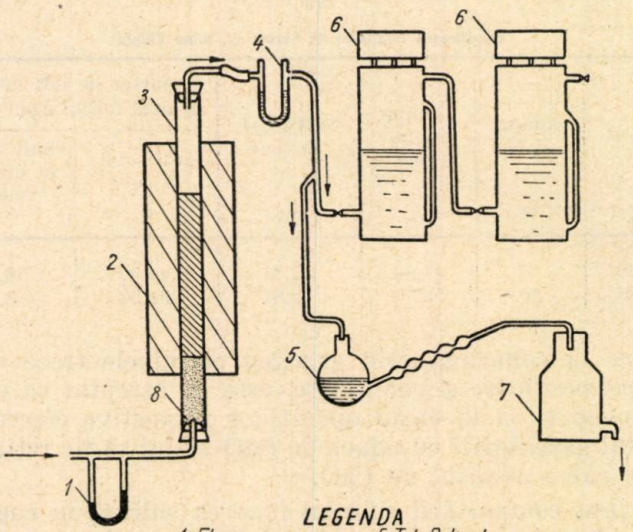
Bazați pe considerațiile de mai sus am trecut la încercările de a obține un gaz desulfurat, în fază de laborator, prin gazeificarea lignitului în amestec cu oxid de calciu.

Schița instalației de produs gaz de generator în laborator este dată în figura alăturată.

S-a căutat să se reproducă, pe cît posibil, condițiile de lucru, cel puțin în ceea ce privește zonele de temperatură și de reacție din gazogenul clasic. De aceea, cărbunele a fost în așa fel așezat în tub, încît pe o anumită zonă să vină în contact cu pereții tubului înroșit la 800 °C, iar altă zonă să fie în afara tubului. În acest fel am realizat, pe de o parte, o zonă de oxidare și pe de altă parte am realizat trecerea cărbunelui, prin alunecare prin zonele specifice unui gazogen.

În tabela 4 sînt consemnate rezultatele obținute la gazeificarea lignitului din mina Chiejd, în granulație 3—5 mm, cu adaosuri diferite de oxid de calciu de 0,5 — 1 mm.

În afară de gazeificarea ligniților de Chiejd cu adaos de oxid de calciu a mai fost făcută o serie de încercări de gazeificare a aceluiași lignit cu adaos de carbonat de calciu. Granulația carbonatului de calciu a fost aceeași cu cea a oxidului de calciu, adică 0,5 — 1 mm.



LEGENDA

1. Flowmetru aer
2. Cuptor electric
3. Țeavă generator
4. Vas colector gudron
5. Tub Peligot
6. Gazometre tablă
7. Colector gaz
8. Material ceramic

Fig. 1

Rezultatele acestor încercări sînt consemnate în tabela 5.

Determinarea hidrogenului sulfurat din gazele de gazogen a fost făcută trecînd cu o viteză de 3 bule pe secundă o cantitate de 10 litri de gaz prin soluție de acetat de cadmiu [3]. În continuare, sulfura de cadmiu

Tabela 4

Gazeificarea lignitului de Sărmășag, mina Chiejd, cu adaos de oxid de calciu

Lignit %	CaO %	$\frac{g\ H_2S}{N\ m^3 gaz}$	Rand. desulfurării %	Compoziția gazelor în % volumetrice							
				CO_2 %	C_nH_{2n} %	O_2 %	CO %	H_2 %	CH_4 %	H_2S %	N_2 %
100	—	4,81	—	3,9	0,3	1,3	26,6	12,3	2,8	0,32	52,48
90	10	2,75	43,10	4,1	0,2	1,4	24,9	12,1	2,6	0,18	54,52
85	15	2,49	48,32	4,4	0,2	1,5	23,6	11,8	2,2	0,16	56,14
80	20	2,22	54,37	4,3	0,3	1,4	24,3	11,9	2,5	0,14	55,16
75	25	1,52	68,41	4,0	0,3	1,4	25,0	12,3	2,8	0,10	54,10
70	30	1,01	79,20	4,6	0,3	1,6	24,8	12,0	2,4	0,07	54,23

obținută a fost tratată cu acid clorhidric, în prezența iodului în exces. Prin titrarea iodului, neredus de către hidrogenul sulfurat, cu tiosulfat de sodiu, se calculează hidrogenul sulfurat conținut în gaze.

Analizele de gaz, în ceea ce privește ceilalți componenți, au fost făcute cu un aparat Orsat „V.T.I." (compoziția gazelor și procentul de hidrogen sulfurat) și au arătat că metodele aplicate în laborator pentru producerea gazului de gazogen au fost bune. Atît gazeificarea fără adaos cît și gazeificarea cu adaos au avut ca rezultat gaze cu compoziție asemănătoare

Tabela 5

Gazeificarea lignitului de Sărmășag, mina Chiejd, cu adaos de carbonat de calciu

Lignit %	$CaCo_3$ %	$\frac{g\ H_2S}{N\ m^3 gaz}$	Rand. desulfurării %	Compoziția gazelor în % volumetrice							
				CO_2 %	C_nH_{2n} %	O_2 %	CO %	H_2 %	CH_4 %	H_2S %	N_2 %
100	—	4,81	—	3,9	0,3	1,3	26,6	12,3	2,8	0,32	52,48
90	10	3,86	19,80	3,4	0,2	1,4	24,2	11,8	2,1	0,25	54,65
80	20	3,44	28,56	5,9	0,2	1,7	23,7	10,9	1,9	0,22	55,48
70	30	2,82	41,28	5,8	0,2	1,7	23,6	11,0	2,1	0,18	55,42

cu aceea a gazelor asemănătoare din gazogenul industrial. Cifrele obținute concordă cu cele din literatură [4], [5], precum și cu cifrele obținute în secția noastră la gazeificarea aceluiași lignit, în instalațiile industriale.

Pentru a urmări pînă la urmă drumul luat de sulf în procesul de gazeificare am dozat sulful total în zgura obținută de la gazeificare. Dozarea sulfului total în zgură s-a făcut după metoda Grittner.

Tabela 6

Conținutul de sulf total din zgura de la gazeificare a lignitului de Sărmășag, mina Chiejd

Nr. crt.	Amestec lignit %	Gazeificare CaO %	Zgură obținută %	Sulf total în zgură %	Raportat la sulful total din lignitul gazeificat egal cu 100	
					sulf în zgură %	sulf în gaze %
1	100	—	17,10	2,78	21,10	78,90
2	90	10	25,36	3,41	43,36	56,64
3	85	15	30,64	3,83	61,08	38,92
4	80	20	33,20	4,10	81,40	18,60
5	75	25	35,80	4,16	88,67	11,63
6	70	30	36,70	4,19	96,26	3,74

Analizînd rezultatele din tabela 6 se constată că adaosul de oxid de calciu reține la gazeificarea lignitului sulful din gaze. Reținerea sulfului din gaze este cu atît mai eficace cu cît cantitatea de oxid de calciu adăugată lignitului este mai mare. La un conținut de 30% CaO adăugat lignitului la gazeificare numai 3,74% din sulful inițial din cărbune trece în gaze, iar restul de 96,26% se găsește în zgură.

CONCLUZII

1. Adaosul de oxid de calciu la semicocsificarea şi cocsificarea lignitului are ca efect desulfurarea gazelor de pirogenare rezultate. Efectul desulfurant al oxidului de calciu este mai pronunţat la cocsificare decît la semicocsificare.

2. La gazeificarea lignitului cu adaos de oxid de calciu se obţin gaze cu conţinut redus de hidrogen sulfurat. Desulfurarea gazelor este cu atît mai eficace cu cît adaosul de oxid de calciu este mai mare. Se ajunge astfel pentru lignitul de Sărmăşag la un adaos de 30% la un gaz cu un conţinut de 1,01 g H_2S/Nm^3; fără adaos de CaO gazul de la gazeificarea aceluiaşi cărbune conţine 4,81 g H_2S/Nm^3.

3. Carbonatul de calciu are o acţiune desulfurantă mai redusă decît oxidul de calciu.

4. Nu s-au constatat schimbări sensibile în compoziţia gazelor de gazogen prin adaosul de oxid sau carbonat de calciu.

ВОЗМОЖНОСТЬ ВЫРАБОТКИ ОБЕССЕРЕННОГО ГЕНЕРАТОРНОГО ГАЗА

КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ

Приводятся результаты опытов по обессериванию генераторного газа путем добавления во время процесса газификации или карбоната кальция.

Первоначально было исследовано обессеривающее действие окиси кальция на пиролиз лигнита (полукоксование и коксование). Далее был выработан смешанный генераторный газ при простой лабораторной установке. Полученные газы были анализированы по их химсоставу и содержанию сероводорода.

Также было произведено количественное определение общего содержания серы в шлаке, получающемся при газификации лигнита.

Результаты доказали возможность выработки генераторного газа с содержанием серы ниже 1%, что соответствует обессериванию газов в пропорции 79,2%.

SUR LA POSSIBILITÉ DE FABRIQUER UN GAZ DE GAZOGÈNE DÉSULFURÉ

RÉSUMÉ

Ce travail contient l'exposé des résultats des recherches effectuées en vue de la désulfuration du gaz de gazogène, par addition d'oxyde et, respectivement, de carbonate de calcium à la gazéification.

Les auteurs ont d'abord étudié l'effet désulfurant de l'oxyde de calcium sur la pyrogénation du lignite (semicokéfaction et cokéfaction). Par la suite, ils ont préparé du gaz mixte de générateur, dans une installation simple, de laboratoire. Les gaz obtenus ont été analysés au point de vue de leur composition et de leur teneur en hydrogène sulfuré.

On a également dosé le soufre total dans les scories résultant de la gazéification du lignite.

Les résultats ont démontré la possibilité de fabriquer du gaz de gazogène ayant une teneur en soufre inférieure à 1%, ce qui correspond à une désulfuration des gaz en une proportion de 79,2%.

BIBLIOGRAFIE

1. I. BLUM, TH. PIATKOWSKI, I. EPURE, *Încercări de desulfurare a cărbunilor cocsificabili din R.P.R. IV. Influența adaosurilor anorganice asupra conținutului de sulf și a formelor de sulf din cocsurile obținute din huile de gaz de Valea Jiului.* Studii și cercetări de energetică, **VII**, *2*, 201 (1957).
2. MUHLERT, *Der Kohlenschwefel.* W. Knapp, Halle-Saale (1930).
3. O. SIMMERSBACH, *Kokschemie.* J. Springer, Berlin (1931).
4. G. ENGELHARDT, Ztschr. f. angew. Chemie, **34**, 193 (1921).
5. I. BULLE, Stahl u. Eisen, 49 (1921).

UTILIZAREA BEZOUTIANTEI ÎN TEORIA STABILITĂŢII *)

DE

M. V. POPOV

1. INTRODUCERE

Problema determinării numărului de rădăcini ale unui polinom care au părţi reale negative, problemă care îşi are izvorul şi destinaţia în studiile privitoare la stabilitatea sistemelor fizice, a fost rezolvată, într-o primă formă, încă în 1875 de către E. J. Routh. Ulterior au fost stabilite alte criterii — evident echivalente cu acela al lui Routh, în ceea ce priveşte conţinutul, dar diferind de acesta în ceea ce priveşte forma de prezentare. Este vorba de criteriile bine cunoscute ale lui Hurwitz şi de acelea — pe nedrept mai puţin binecunoscute — ale lui Lienard şi Chipart şi ale japonezului Fujiwara, de criteriile de stabilitate în spaţiul parametrilor Markov, fără a mai vorbi de numeroasele criterii grafice care au fost elaborate.

În faţa acestei diversităţi se ridică următoarea întrebare: căreia dintre diferitele forme de prezentare a criteriilor de stabilitate trebuie să i se dea preferinţă?.

În ceea ce priveşte aplicaţiile numerice, răspunsul este astăzi bine stabilit: cel mai indicat criteriu este acela al lui Routh. Cît priveşte calculele analitice, metoda lui Routh îşi pierde avantajul şi răspunsul la întrebarea de mai sus este diferit după cum se adoptă unul din următoarele puncte de vedere: punctul de vedere pur matematic şi punctul de vedere aplicativ.

Din punct de vedere pur matematic se preferă criteriile bazate pe teoria formelor pătratice Hankel, întrucît acestea dau posibilitatea să se studieze cu multă uşurinţă cazurile singulare [1]. Aceste criterii nu se pretează însă tot atît de bine la aplicaţii. Trebuie notat că nici criteriul lui Hurwitz, cu toată răspîndirea lui largă, nu reprezintă cea mai convenabilă soluţie a problemei.

*) Lucrare prezentată Institutului de energetică la data de 5 octombrie 1957.

După cum se argumentează în lucrarea de față, cele mai simple criterii din punctul de vedere al aplicațiilor analitice sînt acelea care folosesc bezoutianta a două polinoame, convenabil alese, în funcție de datele inițiale ale problemei.

Precum se știe [2] la orice pereche de polinoame

$$f(x) = a_0 x^m + a_1 x^{m-1} + \ldots + a_n, \tag{1.1}$$

$$\varphi(x) = b_0 x^n + b_1 x^{n-1} + \ldots + b_n, \tag{1.2}$$

avînd respectiv, rădăcinile $\alpha_1, \alpha_2, \ldots, \alpha_m$ și $\beta_1, \beta_2, \ldots, \beta_n$ se atașează un număr R denumit rezultantul celor două polinoame, avînd expresia

$$R = a_0^n \cdot b_0^m \pi (\alpha_i - \beta_k), \quad \begin{matrix} i = 1, 2, \ldots, m \\ k = 1, 2, \ldots, n \end{matrix}. \tag{1.3}$$

Rezultantul poate fi calculat în funcție de coeficienții polinoamelor $f(x)$ și $\varphi(x)$, fie cu ajutorul determinantului lui Sylvester, fie cu determinantul lui Bezout. Acesta din urmă este un determinant simetric. Se știe însă că matricea unei forme pătratice este de asemenea simetrică. Orice matrice simetrică definește o anumită formă pătratică. În particular, matricea lui Bezout *) definește o formă pătratică atașată celor două polinoame, $f(x)$ și $\varphi(x)$ și denumită bezoutianta celor două polinoame [3].

Este meritul cercetătorilor francezi L i e n a r d și C h i p a r t [4] de a fi aplicat pentru prima dată bezoutianta în studiile de stabilitate. Aceiași cercetători reușesc chiar să reducă la jumătate numărul de condiții față de criteriul Routh-Hurwitz, folosind condiția (necesară, dar nu suficientă pentru asigurarea stabilității), ca toți coeficienții polinomului studiat să fie pozitivi. Astăzi se acordă mai multă atenție acestui ultim rezultat decît faptului folosirii bezoutiantei. De altfel, L i e n a r d și C h i p a r t nu scot suficient în evidență avantajul folosirii bezoutiantei în aplicații, întrucît după indicațiile lor, trebuie să se efectueze produsul a doi determinanți, operație greoaie și care conține și calcule inutile (se calculează și unii termeni care se anulează reciproc, sistematic). Avantajul folosirii bezoutiantei rezultă abia din observația că matricea lui Bezout poate fi alcătuită cu ușurință, în funcție de datele inițiale ale problemei, datorită unei formule de recurență. Această formulă este pusă în evidență în lucrările japonezului M a t s u s a b u r ô F u j i w a r a [5].

Pentru ca avantajul folosirii bezoutiantei în aplicații să apară net este suficient ca, pe baza formulei de recurență menționate, să se construiască o schemă de calcul. Acesta este unul dintre obiectivele lucrării de față, realizat la punctul 5.

Un alt obiectiv al lucrării este de a stabili echivalența dintre criteriile bazate pe teoria formelor pătratice Hankel și criteriile care folosesc bezoutianta. Se obține astfel, totodată, o altă demonstrație a acestor criterii de stabilitate, diferită de demonstrațiile din lucrările menționate și prezentînd avantajul că, pe baza ei, se pot exprima imediat cu ajutorul bezoutiantei toate rezultatele cunoscute, obținute pe căi diferite.

*) adică matricea al cărei determinant este identic cu determinantul lui Bezout.

2. PROCEDEE PENTRU OBȚINEREA DE CRITERII ECHIVALENTE

Pentru scopul paragrafului de față este indicat să se pornească de la cazul polinoamelor cu coeficienți complecși. Contrar aparențelor, se obține astfel o simplificare în tratarea problemei.

Se va considera așadar polinomul

$$f(z) = g(z) + ih(z), \tag{2.1}$$

unde

$$g(z) = b_0 z^n + b_1 z^{n-1} + \ldots + b_n, \tag{2.2}$$

$$h(z) = a_0 z^n + a_1 z^{n-1} + \ldots + a_n. \tag{2.3}$$

În expresiile (2.2) și (2.3) toți coeficienții a_i și b_i sînt reali. Se presupune, pretutindeni în lucrare, că $a_0 \neq 0$ și că polinoamele $g(z)$ și $h(z)$ nu au nici o rădăcină comună.

Numărul de rădăcini ale polinomului (2.1), cuprinse în semiplanul $Imz > 0$, se stabilește în funcție de semnele unor determinanți obținuți cu elementele unor matrice de formă specială. Astfel, criteriul lui Hurwitz generalizat folosește determinanții H_{2h}, obținuți cu matrice de forma

$$\| H_{2h} \| = \begin{Vmatrix} a_0 & a_1 & a_2 & \ldots & a_{h-1} & a_h & a_{h+1} & \ldots & a_{2h-1} \\ b_0 & b_1 & b_2 & \ldots & b_{h-1} & b_h & b_{h+1} & \ldots & b_{2h-1} \\ 0 & a_0 & a_1 & \ldots & a_{h-2} & a_{h-1} & a_h & \ldots & a_{2h-2} \\ 0 & b_0 & b_1 & \ldots & b_{h-2} & b_{h-1} & b_h & \ldots & b_{2h-2} \\ \cdot & \cdot & \cdot & \cdot & \cdot & \cdot & \cdot & \cdot & \cdot \\ \cdot & \cdot & \cdot & \cdot & \cdot & \cdot & \cdot & \cdot & \cdot \\ 0 & 0 & 0 & \ldots & a_0 & a_1 & a_2 & \ldots & a_h \\ 0 & 0 & 0 & \ldots & b_0 & b_1 & b_2 & \ldots & b_h \end{Vmatrix} \tag{2.4}$$

unde $h = 1, 2, \ldots, n$, iar elementele a_i și b_i sînt egale cu zero, dacă $i > n$ sau $i < 0$. Pentru ca toate rădăcinile polinomului (2.1) să fie cuprinse în semiplanul $Imz > 0$ este necesar și suficient ca toți determinanții H_{2h} să fie pozitivi *) [1].

Se pot obține în mod simplu o infinitate de criterii echivalente cu criteriul de mai sus. Pentru aceasta este suficient să se găsească niște determinanți P_{2h}, pozitivi, arbitrari. În acest caz, produsul $P_{2h} H_{2h}$ are același semn cu H_{2h}, deci poate fi substituit în locul lui H_{2h} în enunțul criteriilor de stabilitate. Criteriile astfel obținute vor fi, în general, mai complicate decît cele inițiale. Se pune problema de a găsi astfel de determinanți P_{2h}, încît produsul $P_{2h} H_{2h}$ să aibă o formă cît mai simplă.

Înainte de a da un răspuns la această problemă **) este util ca ea să fie formulată și în termenii teoriei formelor pătratice Hankel [1].

*) Acești determinanți reprezintă minorii principali de ordin par ai determinantului H_{2n}.

**) Forma determinanților P_{2h} este dată în anexa I.

În cadrul acestei teorii, se ataşează fiecărui polinom (2.1) o formă pătratică Hankel

$$T_n = \sum_{m,\,k=0}^{n-1} s_{m+k}\, x_m\, x_k \tag{2.5}$$

a cărei matrice este de forma

$$\| S_n \| = \begin{Vmatrix} s_0 & s_1 & s_2 & \dots & s_{n-1} \\ s_1 & s_2 & s_3 & \dots & s_n \\ s_2 & s_3 & s_4 & \dots & s_{n+1} \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\ s_{n-1} & s_n & s_{n+1} & \dots & s_{2n-1} \end{Vmatrix} \tag{2.6}$$

Matricea $\| S_n \|$ are ordinul de două ori mai mic decît matricea $\| H_{2n} \|$ în schimb elementele matricei nu mai sînt direct coeficienţii ecuaţiei ci se obţin în funcţie de aceşti coeficienţi, rezolvînd sistemul de ecuaţii

$$\begin{aligned} & a_0 \; s_{-1} = b_0 , \\ & a_0 \; s_0 + a_1 s_{-1} = b_1 , \\ & \dots\dots\dots\dots\dots \\ & a_0 \; s_{m-1} + a_1 \; s_{m-2} + \dots + a_m s_{-1} = \begin{cases} b_m \text{ pentru } m \leqslant n \\ 0 \text{ pentru } m > n \end{cases} \end{aligned} \tag{2.7}$$

Pentru ca toate rădăcinile polinomului (2.1) să fie cuprinse în semiplanul $Im z > 0$ este necesar şi suficient ca forma pătratică Hankel, ataşată polinomului, să fie pozitiv definită, sau — ceea ce este echivalent — toţi minorii principali ai determinantului S_n*) să fie pozitivi.

Ca şi în cazul anterior este posibil să se obţină o infinitate de criterii echivalente cu cel menţionat. În acest scop este suficient să se aplice formei pătratice Hankel o transformare liniară nesingulară, arbitrară, de forma

$$\| x \| = \| A \| \cdot \| y \| \tag{2.8}$$

(unde determinantul A este diferit de zero, dar în rest arbitrar).

În urma acestei transformări, forma pătratică (2.5) trece într-o nouă formă pătratică, a cărei matrice este

$$\| \tilde{S}_n \| = \| A \|' \cdot \| S_n \| \cdot \| A \| , \tag{2.9}$$

unde s-a notat cu $\| A \|'$ transpusa matricei $\| A \|$.

Conform „legii inerţiei formelor pătratice" cele două forme pătratice au acelaşi rang şi aceeaşi signatură [6]. În particular, dacă T este pozitiv definită, atunci şi forma pătratică obţinută în urma transformării (2.8) este pozitiv definită. Ca urmare, se poate substitui, în criterii, în

*) Se notează cu S_n determinantul matricei $\| S_n \|$ (2.6).

locul matricei $\| S_n \|$ matricea $\| \widetilde{S}_n \|$. În genral, noile criterii vor fi mai complicate decît cele inițiale. Problema care se pune este de a găsi o astfel de transformare (2.8) încît elementele matricei $\| \widetilde{S}_n \|$ să aibă expresii cît mai simple, în funcție de datele inițiale ale problemei.

3. APLICAREA UNEI TRANSFORMĂRI LINIARE SPECIALE

Particularizînd transformarea liniară (2.8) se va aplica transformarea

$$\begin{aligned}
x_0 &= a_0 y_0 + a_1 y_1 + a_2 y_2 + \ldots + a_{n-1} y_{n-1} = \sum_{i=0}^{n-1} a_i y_i \\
x_1 &= a_0 y_1 + a_1 y_2 + a_2 y_3 + \ldots + a_{n-2} y_{n-1} = \sum_{i=1}^{n-1} a_{i-1} y_i \\
&\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots \\
x_m &= a_0 y_m + a_1 y_{m+1} + a_2 y_{m+2} + \ldots + a_{n-m-1} y_{n-1} = \sum_{i=m}^{n-1} a_{i-m} y_i \\
&\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots \\
x_{n-1} &= a_0 y_{n-1}
\end{aligned} \tag{3.1}$$

unde a_i sînt coeficienții ecuației (2.3). Matricea acestei transformări este

$$\| A \| = \begin{Vmatrix} a_0 & a_1 & a_2 & \ldots & a_{n-1} \\ 0 & a_0 & a_1 & \ldots & a_{n-2} \\ 0 & 0 & a_0 & \ldots & a_{n-3} \\ \ldots & \ldots & \ldots & \ldots & \ldots \\ 0 & 0 & 0 & \ldots & a_0 \end{Vmatrix}, \tag{3.2}$$

deci reprezintă o matrice triunghiulară, avînd determinantul A dat de relația

$$A = a_0^n. \tag{3.3}$$

În ipoteza formulată la punerea problemei (vezi punctul 2), $a_0 \neq 0$, transformarea (3.1) este deci nesingulară și considerațiile de la punctul precedent sînt valabile.

După efectuarea transformării (3.1) forma pătratică T_n (2.5) ia forma

$$T_n' = \sum_{m=0}^{n-1} \sum_{k=0}^{n-1} s_{m+k} \sum_{i=m}^{n-1} a_{i-m} y_i \sum_{j=k}^{n-1} a_{j-k} y_j. \tag{3.4}$$

Dacă se introduc elementele

$$a_{-|k|} = 0, \qquad k = 1,2 \ldots \tag{3.5}$$

adică se admit și elemente a_i cu indice negativ, considerate egale cu zero, expresia (3.4) se poate scrie

$$T_n' = \sum_{m=0}^{n-1} \sum_{k=0}^{n-1} s_{m+k} \sum_{i=0}^{n-1} a_{i-m}\, y_i \sum_{j=0}^{n-1} a_{j-k}\, y_j \tag{3.6}$$

în care s-au schimbat doar limitele de sumare în raport cu i și j.

Schimbînd în (3.6) ordinea de sumare se găsește

$$T_n' = \sum_{i=0}^{n-1} \sum_{j=0}^{n-1} \beta_{ij}\, y_i\, y_j\,, \tag{3.7}$$

unde s-a notat cu β_{ij} expresia

$$\beta_{ij} = \sum_{m=0}^{n-1} \sum_{k=0}^{n-1} s_{m+k}\, a_{i-m}\, a_{j-k} \tag{3.8}$$

sau, folosind iarăși relațiile (3.5)

$$\beta_{ij} = \sum_{m=0}^{i} \sum_{k=0}^{j} s_{m+k}\, a_{i-m}\, a_{j-k}\,. \tag{3.9}$$

Expresiile (3.7) și (3.9) definesc o nouă formă pătratică T_n', avînd matricea

$$\| B_n \| = \begin{Vmatrix} \beta_{00} & \beta_{01} & \beta_{02} & \cdots & \beta_{0,n-1} \\ \beta_{01} & \beta_{11} & \beta_{12} & \cdots & \beta_{1,n-1} \\ \cdots & \cdots & \cdots & \cdots & \cdots \\ \beta_{0,n-1} & \beta_{1,n-1} & \beta_{2,n-1} & \cdots & \beta_{n-1,n-1} \end{Vmatrix} \tag{3.10}$$

la scrierea căreia s-a ținut sema de egalitățile*)

$$\beta_{ij} = \beta_{ji} \tag{3.11}$$

și s-au folosit, în consecință, numai elemetele β_{ij} cu $i \leqslant j$.

Conform observațiilor de la punctul anterior, matricea $\| B_n \|$ (3.10) poate fi folosită în locul matricei $\| S_n \|$ (2.6), în criteriile de stabilitate. Rămîne de stabilit modul în care se calculează elementele β_{ij} $(i \leqslant j)$ în funcție de datele inițiale ale problemei.

Folosind formula (3.9) se găsește

$$\beta_{0,j-1} = \sum_{k=0}^{j-1} s_k\, a_0\, a_{j-k-1} = a_0 \left(\sum_{k=-1}^{j-1} s_k\, a_{j-k-1} - s_{-1}\, a_j \right). \tag{3.12}$$

Însă din relațiile (2.7) rezultă

$$\left.\begin{aligned} \sum_{k=-1}^{j-1} s_k\, a_{j-k-1} &= b_j \\ a_0\, s_{-1} &= b_0 \end{aligned}\right\}. \tag{3.13}$$

*) Aceste egalități se verifică direct pe (3.8).

Introducînd (3.13) în (3.12) se găsește

$$\beta_{0,j-1} = a_0 b_j - a_j b_0 . \tag{3.14}$$

În ceea ce privește celelalte elemente β_{ij} $(i \leqslant j)$ este suficient să se arate că ele satisfac formula de recurență

$$\beta_{i,j-1} - \beta_{i-1,j} = a_i b_j - a_j b_i \tag{3.15}$$

întrucît cu ajutorul formulei (3.15) se poate reduce, în etape succesive, calculul oricărui element β_{ij} $(i \leqslant j)$ la calculul elementelor β_{0i}.

Din relațiile (2.7) rezultă

$$b_i = \sum_{m=0}^{i} s_{m-1} a_{i-m} , \tag{3.16}$$

$$b_j = \sum_{k=0}^{j} s_{k-1} a_{j-k} . \tag{3.17}$$

Din relațiile (3.9) și (3.16) se obține

$$\begin{aligned} \beta_{i,j-1} + a_j b_i &= \sum_{m=0}^{i} \sum_{k=0}^{j-1} s_{m+k} a_{i-m} a_{j-1-k} + \\ + a_j \sum_{m=0}^{i} s_{m-1} a_{i-m} &= \sum_{m=0}^{i} \sum_{k=-1}^{j-1} s_{m+k} a_{i-m} a_{j-1-k} . \end{aligned} \tag{3.18}$$

ar din relațiile (3.9) și (3.17):

$$\begin{aligned} \beta_{i-1,j} + a_i b_j &= \sum_{m=0}^{i-1} \sum_{k=0}^{j} s_{m+k} a_{i-1-m} a_{j-k} + \\ + a_i \sum_{k=0}^{j} s_{k-1} a_{j-k} &= \sum_{m=-1}^{i-1} \sum_{k=0}^{j} s_{m+k} a_{i-1-m} a_{j-k} . \end{aligned} \tag{3.19}$$

Folosind în (3.19), în locul indicilor m și k, noii indici de sumare m' și k' dați de relațiile

$$m' = m + 1 \tag{3.20}$$

$$k' = k - 1 \tag{3.21}$$

se verifică imediat că expresiile (3.18) și (3.19) sînt egale între ele de unde rezultă (3.15).

4. FORMA PĂTRATICĂ T_n' ESTE BEZOUTIANTA POLINOAMELOR $h(z)$ ȘI $g(z)$

Bezoutianta polinoamelor $h(z)$ (2.3) și $g(z)$ (2.2) se poate obține în modul următor [3]: se formează expresia

$$R_n(h, z; g, y) = \frac{h(z)\, g(y) - h(y)\, g(z)}{z - y} . \tag{4.1}$$

Numărătorul acestei funcții se anulează pentru $z = y$, deci este divizibil prin $z - y$. Efectuînd calculele se obține

$$R_n(h, z; g, y) = \sum_{\rho=0}^{n-1} \sum_{\tau=0}^{n-1} A_{\rho\tau} z^\rho y^\tau . \tag{4.2}$$

Între coeficienții $A_{\rho\tau}$ din expresia (4.2) și coeficienții β_{ij} care intervin în forma pătratică T_n (3.7) există relațiile

$$\beta_{ij} = A_{n-i-1,\, n-j-1} . \tag{4.3}$$

Într-adevăr, membrul drept nu se schimbă dacă se permută în (4.1) y cu z. Același lucru trebuind să se întîmple și pentru expresia (4.2), rezultă egalitățile

$$A_{\rho\tau} = A_{\tau\rho} . \tag{4.4}$$

Pe de altă parte, din (4.1) și (4.2) rezultă

$$h(z)\, g(y) - h(y)\, g(z) = (z - y) \sum_{\rho=0}^{n-1} \sum_{\tau=0}^{n-1} A_{\rho\tau} z^\rho y^\tau = \\ = \sum_{\rho=0}^{n} \sum_{\tau=0}^{n} (A_{\rho-1,\tau} - A_{\rho,\tau-1}) z^\rho y^\tau \tag{4.5}$$

și înlocuind în membrul stîng al expresiei (4.5) polinoamele $h(z)$ și $g(y)$ cu expresiile lor (2.3) și (2.2), se obțin relațiile de recurență

$$a_{n-\rho} b_{n-\tau} - a_{n-\tau} b_{n-\rho} = A_{\rho-1,\tau} - A_{\rho,\tau-1} . \tag{4.6}$$

Introducînd indicii $i = n - \rho$ și $j = n - \tau$ se găsește

$$a_i b_j - a_j b_i = A_{n-i-1,\, n-j} - A_{n-i,\, n-j-1} = \beta_{i,j-1} - \beta_{i-1,j} . \tag{4.7}$$

Se regăsește astfel relația de recurență (3.15). Întrucît $A_{\rho\tau}$ verifică aceeași relație de recurență ca și β_{ij} pentru demonstrarea completă a egalității (4.3), rămîne să se calculeze termenii $A_{n-1,\, n-j}$ și să se arate că acești termeni sînt egali cu termenii $\beta_{0,j-1}$.

Acest lucru se obține imediat scriind relația (4.6) pentru $\rho = n$, $\tau = n - j$ și ținînd seama de faptul că $A_{n,\, n-j-1} = 0$:

$$a_0 b_j - a_j b_0 = A_{n-1,\, n-j} = \beta_{0,j-1} . \tag{4.8}$$

Se regăsește astfel relația (3.14).

Relația (4.3) fiind stabilită, se va urmări în continuare procedeul de a obține bezoutianta din relația (4.2). Dacă se introduc în (4.2) variabilele, z_ρ și y_τ se poate atașa expresiei (4.2) următoarea formă biliniară

$$B_n(h, z; g, y) = \sum_{\rho=0}^{n-1} \sum_{\tau=0}^{n-1} A_{\rho\tau} z_\rho y_\tau . \tag{4.9}$$

În virtutea relației (4.3), forma biliniară (4.9) este simetrică. Considerînd $z_\rho = y_\rho$ se obține forma pătratică

$$B'_n(h, y; g, y) = \sum_{\rho=0}^{n-1} \sum_{\tau=0}^{n-1} A_{\rho\tau} y_\rho y_\tau , \tag{4.10}$$

denumită bezoutianta polinoamelor h și g. Comparînd forma pătratică (4.10) cu forma pătratică T'_n (3.7) și ținînd seama de relațiile (4.3), se ajunge la concluzia că formele pătratice B'_n și T'_n diferă numai prin ordinea în care sînt numerotate variabilele, diferență care este cu totul neesențială. Prin urmare, forma pătratică T'_n (3.7) este chiar bezoutianta polinoamelor h și g.

5. PROCEDEUL DE ALCĂTUIRE A MATRICEI $\| B_n \|$

În formularea criteriilor de stabilitate cu ajutorul bezoutiantei intervine matricea $\| B_n \|$ (3.10), ale cărei elemente pot fi calculate cu ușurință, în funcție de coeficienții polinomului studiat (2.1), datorită formulelor (3.14) și (3.15).

În scopul de a reduce aceste calcule la minimum este indicat să se stabilească o schemă de calcul, pe baza căreia matricea $\| B_n \|$ să se obțină automat din datele problemei.

În acest scop, se va modifica în primul rînd modul de prezentare a problemei (vezi punctul 2) și se va considera în locul polinoamelor (2.1), (2.2) și (2.3) matricea *)

$$\| M \| = \left\| \begin{array}{ccccc} a_0 & a_1 & a_2 & \dots & a_n \\ b_0 & b_1 & b_2 & \dots & b_n \end{array} \right\| . \tag{5.1}$$

Problema care se pune este de a calcula matricea $\| B_n \|$ (3.10), folosind relațiile (3.14) și (3.15) și pornind de la matricea $\| M \|$ (5.1).

Într-o primă etapă se calculează prima linie a matricei $\| B_n \|$ (3.10), cu relația (3.14), care se poate scrie sub forma

$$\beta_{0,j-1} = \left| \begin{array}{cc} a_0 & a_j \\ b_0 & b_j \end{array} \right| . \tag{5.2}$$

Membrul drept al acestei relații este chiar determinantul format cu prima coloană a matricei $\| M \|$ și cu coloana de ordin $j+1$ a aceleeași matrice. După completarea primei linii se completează și prima coloană a matricei $\| B_n \|$, folosind faptul că această matrice este simetrică și că, prin urmare, $\beta_{0j} = \beta_{j0}$.

Este indicat ca fiecare element β_{0j} din prima linie a matricei $\| B \|$ să se scrie imediat sub coloana respectivă $j+1$ a matricei $\| M \|$ și să se încadreze elementele a_0 și b_0 care intervin în toți determinanții calculați.

*) Evident, cunoscînd matricea (5.1) se pot reconstitui polinoamele $g(z)$, $h(z)$ și $f(z)$ și se poate formula problema ca la punctul 2.

La sfîrșitul primei etape a calculului, aspectul matricei $\| B_n \|$ este următorul:

$$\| M \| = \begin{Vmatrix} \boxed{\begin{matrix} a_0 \\ a_1 \end{matrix}} & a_1 & a_2 & a_3 \ldots \ldots a_n \\ & b_1 & b_2 & b_3 \ldots \ldots b_n \end{Vmatrix}$$

$$\| B \| = \begin{Vmatrix} a_0 b_1 - a_1 b_0 & a_0 b_2 - a_2 b_0 & a_0 b_3 - a_3 b_0 \ldots & a_0 b_n - a_n b_0 \\ a_0 b_2 - a_2 b_0 & & & \\ a_0 b_3 - a_3 b_0 & & & \\ \ldots\ldots & & & \\ a_0 b_n - a_n b_0 & & & \end{Vmatrix} \tag{5.3}$$

Într-o a doua etapă se calculează elementele liniei a doua și a coloanei a doua ale matricei $\| B_n \|$, exceptînd elementul $\beta_{1,0} = \beta_{0,1}$, care a fost calculat deja în prima etapă. Se folosește relația (3.15) pentru $i = 1$, care se poate scrie și sub forma

$$\beta_{i,j-1} = \begin{vmatrix} a_1 & a_j \\ b_1 & b_j \end{vmatrix} + \beta_{0,j} \quad 1 < j. \tag{5.4}$$

Calculul elementelor $\beta_{1,j-1}$, $j > 1$ ale celei de-a doua linii a matricei $\| B_n \|$ decurge în modul următor: se șterge prima coloană a matricei $\| M \|$ care nu mai intervine în calcule, și se încadrează elementele a_1 și b_1, care intervin în toate formulele (5.4). Pe linia a doua a matricei $\| B_n \|$ se trec valorile determinanților $\begin{vmatrix} a_1 & a_j \\ b_1 & b_j \end{vmatrix}$ (în dreptul coloanei $\begin{Vmatrix} a_j \\ b_j \end{Vmatrix}$ a matricei $\begin{Vmatrix} M \end{Vmatrix}$) și se adaugă la aceste valori elementul $\beta_{0,j}$ (calculat în etapa precedentă), care se găsește cu o linie mai sus și cu o coloană mai la dreapta decît elementul calculat. După calcularea elementelor de pe linia a doua a matricei $\| B_n \|$ se completează, prin simetrie, coloana a doua a matricei. La sfîrșitul celei de-a doua etape a calculului, aspectul matricei $\| B_n \|$ este următorul:

$$\| M \| = \begin{Vmatrix} \boxed{\begin{matrix} a_0 & \\ & b_0 \end{matrix}} & \boxed{\begin{matrix} a_1 \\ b_1 \end{matrix}} & a_2 & a_3 \ldots \ldots a_n \\ & & b_2 & b_3 \ldots \ldots b_n \end{Vmatrix}$$

$$\| B_n \| = \begin{Vmatrix} a_0 b_1 - a_1 b_0 & a_0 b_2 - a_2 b_0 & a_0 b_3 - a_3 b_0 & \ldots\ a_0 b_n - a_n b_0 \\ a_0 b_2 - a_2 b_0 & \begin{matrix} (a_1 b_2 - a_2 b_1) \\ +a_0 b_3 - a_3 b_0) \end{matrix} & \begin{matrix} (a_1 b_3 - a_3 b_1) \\ +a_0 b_4 - a_4 b_0) \end{matrix} & \ldots\ a_1 b_n - a_n b_1 \\ a_0 b_3 - a_3 b_0 & \begin{matrix} (a_1 b_3 - a_3 b_1) \\ +a_0 b_4 - a_4 b_0) \end{matrix} & & \\ \ldots\ldots & & & \\ a_0 b_n - a_n b_0 & a_1 b_n - a_n b_1 & & \end{Vmatrix} \tag{5.5}$$

Celelalte etape de construcție a matricei $\| B_n \|$ nu conțin nimic nou față de etapa a doua. În etapa a treia se șterge coloana $\left\| \begin{matrix} a_1 \\ b_1 \end{matrix} \right\|$ a matricei $\| M \|$ și se încadrează coloana $\left\| \begin{matrix} a_2 \\ b_2 \end{matrix} \right\|$. Se calculează apoi elementele liniei și coloanei a treia cu formula

$$\beta_{2,j-1} = \begin{vmatrix} a_2 & a_j \\ b_2 & b_j \end{vmatrix} + \beta_{1,j} \quad , \qquad j > 2. \tag{5.6}$$

Valoarea determinantului $\begin{vmatrix} a_2 & a_j \\ b_2 & b_j \end{vmatrix}$ se scrie pe linia a treia a matricei $\| B_n \|$ sub coloana $\left\| \begin{matrix} a_j \\ b_j \end{matrix} \right\|$ a matricei $\| M \|$ și se adaugă elementul $\beta_{1,j}$ calculat anterior și situat cu o linie mai sus și o coloană mai la dreapta față de elementul calculat. Coloana a treia se completează prin simetrie.

Se continuă în același mod pînă la completarea matricei $\| B_n \|$. Precum se vede, pentru fiecare element al matricei se calculează un determinant de ordinul doi și se adaugă la acesta elementul calculat anterior situat cu o linie mai sus și o coloană mai la dreapta față de elementul calculat.

În anexa II se dă schema construirii matricei $\| B_3 \|$. După efectuarea cîtorva exemple, cititorul va constata că — după cum se întîmplă în asemenea cazuri — procedeul de calcul este mai dificil de descris decît de aplicat și că scrierea matricei $\| B_n \|$, conform procedeului de mai sus, nu prezintă efectiv nici o dificultate.

6. RELAȚII ÎNTRE DETERMINANȚII CARE INTERVIN ÎN CRITERII

6.1. Polinoame cu coeficienți complecși

Rezultatele de mai sus sînt suficiente pentru a putea stabili relațiile care există între determinanții H_{2h} și S_h*) pe de o parte și determinanții B_h*) pe de altă parte. Aceste relații permit să se „traducă" orice criteriu exprimat cu ajutorul determinanților H_{2h} de tip Hurwitz („limbaj H") sau cu ajutorul formelor pătratice Hankel („limbaj S"), într-un criteriu exprimat cu ajutorul bezoutiantei („limbaj B").

Se va considera în acest scop relația (2.9), care în cazul particular, cînd matricea $\| A \|$ are forma (3.2), devine

$$\| B_n \| = \| A \|' \cdot \| S_n \| \cdot \| A \|. \tag{6.1}$$

Trecînd la determinanți și observînd că determinantul A are valoarea a_0^n (3.3) se obține din (4.1) egalitatea

$$B_n = a_0^{2n} \, S_n. \tag{6.2}$$

*) S_h și B_h sînt minorii principali ai determinanților matricelor $\| S_n \|$, respectiv $\| B_n \|$.

Dată fiind forma particulară (3.2) a matricei $\| A \|$, rezultă că şi între minorii principali B_h şi S_h există relaţiile

$$B_h = a_0^{2h} S_h, \qquad h = 1, 2 \ldots n. \tag{6.3}$$

Relaţiile (6.2) şi (6.3) realizează „traducerea" criteriilor din „limbaj B" în „limbaj S" şi reciproc. Cît priveşte trecerea la „limbajul H", se ştie că între determinanţii H_{2h} şi determinanţii S_h există relaţiile (vezi [1], pag. 452)

$$H_{2h} = a_0^{2h} S_h, \qquad h = 1, 2 \ldots n. \tag{6.4}$$

Ţinînd seama de egalitatea (4.3) se obţine relaţia

$$H_{2h} = B_h, \qquad h = 1, 2 \ldots n \tag{6.5}$$

care permite trecerea de la „limbajul H" la „limbajul B" şi reciproc *).

6.2. Polinoame cu coeficienţi reali

Relaţiile (4.3), (4.4) şi (4.5) rezolvă complet problema prezentului paragraf în cazul polinoamelor cu coeficienţi complecşi, caz în care intervin în criterii numai minorii H_{2h} de ordin par. În cazul polinoamelor cu coeficienţi reali, trebuie să se stabilească în plus şi relaţii corespunzătoare pentru minorii H_{2h+1}, de ordin impar.

Se consideră polinomul de grad par, cu coeficienţi reali

$$f(x) = a_0 x^{2n} + a_1 x^{2n-1} + \ldots + a_{2n-1} x + a_{2n}. \tag{6.6}$$

Primele două linii ale matricei lui Hurwitz (de tipul (2.4)) formează matricea

$$\| M^{(1)} \| = \begin{Vmatrix} a_1 & a_3 & a_5 & \ldots & a_{2n-1} & 0 \\ a_0 & a_2 & a_4 & \ldots & a_{2n-2} & a_{2n} \end{Vmatrix}. \tag{6.7}$$

Determinanţii H_{2h} de ordin par satisfac relaţia (6.5)

$$H_{2h} = B_h^{(1)} \tag{6.8}$$

cu observaţia că $B_h^{(1)}$ este minorul matricei $\| B_n^{(1)} \|$ obţinută conform procedeului descris la punctul 5, luînd ca punct de plecare, în locul matricei $\| M \|$ (5.1), matricea $\| M^{(1)} \|$ (6.7).

Se pune problema de a stabili şi pentru determinanţii H_{2h+1}, de ordin impar, relaţii analoage cu (6.8). În acest scop se consideră alături de matricea $\| M^{(1)} \|$ şi matricea

$$\| M^{(2)} \| = \begin{Vmatrix} a_0 & a_2 & a_4 & \ldots & a_{2n-2} & a_{2n} \\ 0 & a_1 & a_3 & \ldots & a_{2n-3} & a_{2n-1} \end{Vmatrix} \tag{6.9}$$

*) Relaţia (6.5) se poate verifica şi direct, prin metoda menţionată în anexa II.

și se consideră matricea $\| H^{(2)} \|$, de tip Hurwitz (2.4), avînd primele două linii date de matricea $\| M^{(2)} \|$. Se observă imediat, construind matricea $\| H^{(2)} \|$, că între minorii $H_{2l}^{(2)}$, de ordin par, ai matricei $\| H^{(2)} \|$ și minorii H_{2l-1} de ordin impar, ai matricei $\| H \|$ (construită cu matricea $\| M^{(1)} \|$), există relația

$$H_{2l}^{(2)} = a_0 H_{2l-1}. \tag{6.10}$$

Dacă se construiește matricea $\| B_n^{(2)} \|$, după procedeul descris la punctul 5, pornind de la matricea $\| M^{(2)} \|$ și se aplică relația (6.5), se obține

$$H_{2l}^{(2)} = B_l^{(2)}. \tag{6.11}$$

Ținînd seama de relația (6.10), se obține relația căutată

$$H_{2l-1} = \frac{1}{a_0} B_l^{(2)}. \tag{6.12}$$

Relațiile (6.8) și (6.12) rămîn valabile și în cazul polinoamelor cu coeficienți reali, de grad impar, de tipul

$$f(x) = a_0 x^{2n-1} + a_1 x^{2n-2} + \ldots + a_{2n-2} x + a_{2n-1}. \tag{6.13}$$

În acest caz, matricele $\| M^{(1)} \|$ și $\| M^{(2)} \|$ sînt *)

$$\| M^{(1)} \| = \begin{Vmatrix} a_1 & a_3 & a_5 & \ldots & a_{2n-1} \\ a_0 & a_2 & a_4 & \ldots & a_{2n-2} \end{Vmatrix}, \tag{6.14}$$

$$\| M^{(2)} \| = \begin{Vmatrix} a_0 & a_2 & a_4 & \ldots & a_{2n-2} & 0 \\ a_0 & a_1 & a_3 & \ldots & a_{2n-3} & a_{2n-1} \end{Vmatrix}. \tag{6.15}$$

Relațiile (6.8) și (6.12) permit să se formuleze cu ajutorul bezoutiantei orice criteriu în care intervin determinanți de tip Hurwitz.

7. FORMULAREA CÎTORVA TEOREME CU AJUTORUL BEZOUTIANTEI

Relațiile (6.4), (6.8) și (6.12), împreună cu indicațiile de la punctul 5, pot fi interpretate și ca o metodă de a calcula în mod simplu determinanți de tip Hurwitz. Orice problemă care conține astfel de determinanți se simplifică datorită folosirii matricelor $\| B_n \|$.

În particular, se vor formula mai jos cîteva teoreme cu ajutorul matricelor $\| B_n \|$, fără a epuiza, bineînțeles, prin aceasta, sfera de aplicație a bezoutiantei. Aplicațiile pot fi multiplicate cu ușurință de către cititor.

*) Cititorul va observa că matricele $\| M^{(1)} \|$ și $\| M^{(2)} \|$, atît în cazul polinomului (6.6), cît și în cazul polinomului (6.13) se alcătuiesc imediat, scriind în zig-zag coeficienții polinomului studiat.

Teorema 1 *). Pentru ca polinomul

$$f(z) = b_0 z^n + b_1 z^{n-1} + \ldots + b_n + i(a_0 z^n + a_1 z^{n-1} + \ldots + a_n) = \\ = g(z) + i\,h(z), \tag{7.1}$$

în care a_0 este diferit de zero, iar $g(z)$ și $h(z)$ nu au nici o rădăcină comună — să aibă toate rădăcinile cuprinse în semiplanul $Im\, z > 0$ este necesar și suficient ca bezoutianta polinoamelor $h(z)$ și $g(z)$ să fie pozitiv definită, sau — ceea ce este echivalent — toți minorii principali B_l ai matricei $\| B_n \|$ construită ca la punctul 5 să fie pozitivi.

Dacă în șirul 1, $B_1, B_2, \ldots, B_n$, în care nici un element nu este nul, există m schimbări de semn, atunci numărul rădăcinilor polinomului cuprinse în semiplanul $Im z > 0$ este egal cu m.

Dacă însă în șirul de mai sus se anulează un număr de elemente succesive, de exemplu

$$(B_h \neq 0),\ B_{h+1} = 0,\quad B_{h+2} = 0, \ldots, B_{h+p} = 0,\quad (B_{h+p+1} \neq 0)$$

atunci la calcularea numărului de schimbări de semn trebuie să li se atribuie acestor determinanți semnele

$$\text{sign } B_{h+j} = (-1)^{\frac{j(j-1)}{2}} \text{ sign } B_h.$$

Teorema 2. (L i e n a r d - C h i p a r t). Condițiile necesare și suficiente pentru ca polinomul cu coeficienți reali

$$f(z) = a_0 z^n + a_1 z^{n-1} + a_2 z^{n-2} + \ldots + a_{n-1} z + a_n,\ a_0 > 0$$

să aibă toate rădăcinile cuprinse în semiplanul $Re z < 0$, pot fi exprimate în oaricare din următoarele patru moduri echivalente:

1) $a_n > 0,\ a_{n-2} > 0,\ a_{n-4} > 0,\ a_{n-6} > 0, \ldots B_1^{(1)} > 0,\ B_2^{(1)} > 0, \ldots$

2) $a_n > 0,\ a_{n-1} > 0,\ a_{n-3} > 0,\ a_{n-5} > 0, \ldots B_1^{(1)} > 0,\ B_2^{(1)} > 0, \ldots$

3) $a_n > 0,\ a_{n-2} > 0,\ a_{n-4} > 0,\ a_{n-6} > 0, \ldots B_1^{(2)} > 0,\ B_2^{(2)} > 0, \ldots$

4) $a_n > 0,\ a_{n-1} > 0,\ a_{n-3} > 0,\ a_{n-5} > 0, \ldots B_1^{(2)} > 0,\ B_2^{(2)} > 0, \ldots$

unde $B_i^{(1)}$ și $B_i^{(2)}$ sînt minorii principali ai matricelor $\| B^{(1)} \|$, respectiv $\| B^{(2)} \|$, calculate conform indicațiilor de la punctul (6.2)* *).

Teoremele de mai sus s-au obținut exprimînd cu ajutorul bezoutiantei teoremele corespunzătoare din lucrarea lui F. P. G a n t m a h e r [1]. În mod cu totul analog se pot formula și celelalte teoreme privitoare la numărul de rădăcini situate într-un anumit semiplan.

*) Această teoremă își găsește aplicarea în unele studii privind calitatea sistemelor de reglare automată pe baza poziției polilor funcției de transfer în planul complex.

**) De remarcat că, pentru examinarea stabilității unui polinom cu coeficienți reali nu este necesar să se calculeze ambele matrici $\| B^{(1)} \|$ și $\| B^{(2)} \|$, ci, în virtutea *teoremei 2*, este suficient să se cunoască numai una dintre aceste matrice.

ANEXA I

Verificarea directă a relației $H_{2h} = B_h$

Pe linia ideilor expuse la începutul punctului 2, se va arăta că există o matrice $\| P_{2h} \|$ astfel încît produsul matricelor $\| P_{2h} \| \cdot \| H_{2h} \|$ ia o formă cît mai simplă. Se consideră anume matricele $\| P_{2h} \|$ de forma

$$\| P_{2h} \| = \begin{Vmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & \dots & 0 & 0 \\ -b_0 & a_0 & -b_1 & a_1 & \dots & -b_h & a_h \\ 0 & 0 & 1 & 0 & \dots & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -b_0 & a_0 & \dots & -b_{h-1} & a_{h-1} \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \dots & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \dots & -b_0 & a_0 \end{Vmatrix}. \tag{I.1}$$

Determinantul acestei matrice are valoarea a_0^h.

Efectuînd produsul $\| P_{2h} \| \cdot \| H_{2h} \|$, unde $\| H_{2h} \|$ este dat de (2.4), se găsește că liniile $1, 3, 5, \dots, 2h-1$ ale matricei produs sînt identice cu liniile corespunzătoare ale matricei $\| H_{2h} \|$. Pe de altă parte, toate elementele de pe liniile $2, 4, 6, \dots, 2h$ care sînt situate pe coloane ale căror numere de ordine sînt mai mici decît n, sînt egale cu zero. În consecință, determinantul produsului $\| P_{2h} \| \cdot \| H_{2h} \|$ este egal cu un determinant avînd ordinul de două ori mai mic decît H_{2h}, înmulțit cu a_0^h. Egalitatea $H_{2h} = B_h$ rezultă în urma unor calcule intermediare, asupra cărora nu se va insista.

ANEXA II

Exemplu de alcătuire a matricei $\| B_3 \|$

Fie polinomul

$$f(z) = a_0 z^7 + a_1 z^6 + a_2 z^5 + \dots + a_6 z + a_7. \tag{II.1}$$

Matricea $\| M^{(1)} \|$ (6.7) și matricea $\| B_3^{(1)} \|$ au în acest caz următoarea formă :

$$\| M^{(1)} \| = \begin{Vmatrix} a_1 & a_3 & a_5 & a_7 \\ a_0 & a_2 & a_4 & a_6 \end{Vmatrix}$$

$$\| B_3^{(1)} \| = \begin{Vmatrix} a_1a_2 - a_0a_3 & a_1a_4 - a_0a_5 & a_1a_6 - a_0a_7 \\ a_1a_4 - a_0a_5 & \begin{pmatrix} a_3a_4 - a_2a_5 \\ +a_1a_6 - a_0a_7 \end{pmatrix} & a_3a_6 - a_2a_7 \\ a_1a_6 - a_0a_7 & a_3a_6 - a_2a_7 & a_5a_6 - a_4a_7 \end{Vmatrix}. \tag{II.2}$$

De notat că, pentru scrierea matricei $\| B_2^{(1)} \|$ nu este necesar nici un alt calcul în afară de cele de mai sus. Condiţiile necesare şi suficiente pentru ca polinomul (2) să aibă toate rădăcinile cuprinse în semiplanul $Rez < 0$ se exprimă imediat cu ajutorul *teoremei 2* sub forma (1) sau (2).

Este suficient să se formuleze problema şi cu ajutorul determinanţilor de tip Hurwitz pentru ca superioritatea metodei bazate pe utilizarea bezoutiantei să apară evidentă.

ПРИМЕНЕНИЕ БЕЗУТИАНТА В ТЕОРИИ УСТОЙЧИВОСТИ

КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ

На основании результатов, полученных Лиенаром, Шипаром и Фудживара, в настоящей работе разрабатываются методы исследования устойчивости, основанные на знании безутианта двух полиномов, соответственно выбранных в зависимости от исходных данных задачи. Критерии устойчивости, выражаемые с помощью безутианта, доказывают, исходя из теории устойчивости, основанной на квадратичных формах Ганкеля.

Выводятся формулы, с помощью которых можно любой критерий, выраженный с помощью теории квадратичных форм Ганкеля или определителями типа Гурвица, непосредственно выражать с помощью безутианта.

В § 5 настоящей работы устанавливается расчетная схема, на основании которой безутиант можно определить непосредственно в зависимости от исходных данных задачи. С точки зрения аналитических расчетов, критерии устойчивости, использующие безутиант, оказываются более простыми, чем остальные критерии устойчивости, разработанные до настоящего времени.

EMPLOI DE LA BEZOUTIENNE DANS LA THÉORIE DE LA STABILITÉ

RÉSUMÉ

En vertu des résultats obtenus par Liénard-Chipart et Fujiwara, l'auteur développe les méthodes d'analyse de la stabilité, basées sur la connaissance de la bezoutienne de deux polynômes, convenablement choisis, en fonction des données initiales du problème. Les critères de stabilité, exprimés à l'aide de la bezoutienne sont démontrés, en prenant pour point de départ la théorie de la stabilité, basée sur les formes quadratiques de Hankel.

L'auteur établit des formules au moyen desquelles tout critère, exprimé à l'aide de la théorie des formes quadratiques de Hankel ou à l'aide des déterminants du type Hurwitz, peut être immédiatement exprimé à l'aide de la bezoutienne.

Au point 5 du travail, on établit un schéma de calcul à l'aide duquel on obtient directement la bezoutienne, en fonction des données initiales du problème. Au point de vue des calculs analytiques, on constate que les critères de stabilité qui emploient la bezoutienne sont plus simples que les autres critères de stabilité élaborés à ce jour.

BIBLIOGRAFIE

1. Ф. П. Гатмахер, *Теория матриц*. Гостехиздат, Москва (1954).
2. Vera Myller-Lebedev, Lecţii de algebră. Ed. Acad. R.P.R., Bucureşti (1953).
3. Otto Haupt, *Einführung in die Algebra*. Leipzig (1956).
4. Liénard-Chipart, *Sur le signe de la partie réelle des racines d'une équation algébrique*. Journal de Math. pures et appliquées, **10**, fasc. 4, 291—346 (1914).
5. Matsusaburô Fujiwara, *Ueber die algebraischen Gleichungen, deren Wurzeln in einem Kreise oder in einer Halbebene liegen*. Math. Zeit., **24**, 161—168 (1926).
6. А. Г. Курош, *Курс высшей алгебры*. Гостехиздат, Москва-Ленинград (1952).
7. М. Н. Неймаи, *Некоторые вопросы расположения нулей полиномов*. Успехи Матем. Наук, **IV**, *6* (34), 154—188 (1949).
8. Morris Marden, *The geometry of the zeros of a polynomial in a complex variable*. Mathematical Surveys, New York, III (1949).

TEOREMELE GENERALE DE REDUCERE A REŢELELOR ELECTRICE*)

DE

C. I. MOCANU

Reducerea reţelelor electrice faţă de un sistem de accese este soluţionată în literatură numai pentru cazul particular al structurilor pasive, fără cuplaje între elemente. În această lucrare se demonstrează teoremele de reducere pentru reţelele active cu elemente cuplate. În prima parte a lucrării se stabileşte funcţionala $[\varphi]$, care aplicată asupra reţelei de referinţă

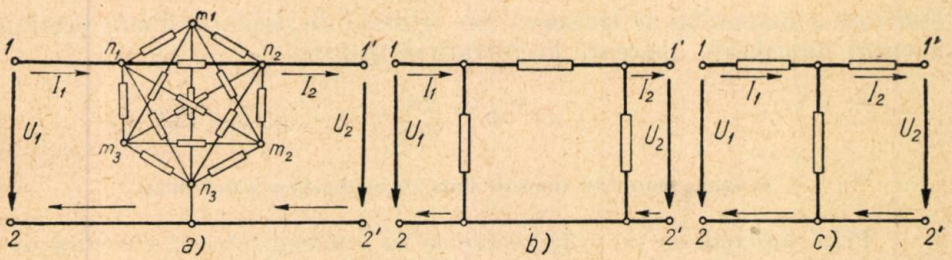


Fig. 1. — Reducerea reţelelor electrice.

o transformă în reţele similare, care conservă parametrii regimului extern. În partea a doua a lucrării, pentru structurile tipice, prin particularizarea matricei de transformare echivalentă $[\varphi]$, se demonstrează teoremele transfigurărilor topologice şi se indică aplicaţii.

Problema. Fie cuadripolul, avînd ca structură internă o reţea conexă oarecare (fig. 1*a*). Este cunoscut în literatură [1], că prin regulile de transformare serie, paralel şi stea-poligon, aplicate conexiunilor libere, m_1, m_2, m_3, reţeaua formală din figura 1*a*, poate fi adusă la forma redusă a schemei echivalente în Π, sau T (fig. 1*b* şi *c*), indiferent dacă impedanţele echivalente sînt sau nu realizabile.

*) Lucrare prezentată Institutului de energetică la data de 15 septembrie 1957.

Sub forma cea mai generală, fie rețeaua electrică activă și conexă, cu m conexiuni libere și $(n + 1)$ accese, — avînd elementele cuplate, — figura 2*a*. Problema constă în determinarea formulelor de transformare, care să permită determinarea rețelei reduse la cele $(n + 1)$ accese (fig. 2*b*), prin suprimarea conexiunilor libere. Rețeaua redusă trebuie să îndeplinească condiția, ca în exteriorul acceselor fixe, starea electromagnetică să rămînă neschimbată, adică, potențialele acceselor $\overline{V}_n$ sînt invariante, curenții la conexiunile externe $\overline{I}_{en}$ rămîn neschimbați și deci, puterea

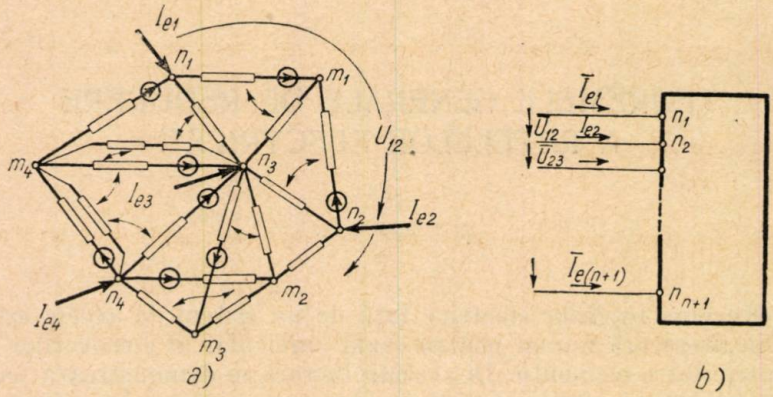


Fig. 2. — Rețea electrică cu n accese.

electrică a sistemului se conservă, iar regimul de oscilație liberă prezintă aceleași impedanțe aparente de intrare și transfer

$$Z_{(p)} = \frac{f_{(p)}}{g_{(p)}}.$$

1. Ecuațiile matriciale fundamentale ale multipolilor activi liniari

Prin multipol cu $(n + 1)$ accese se va înțelege rețeaua electrică deschisă și disipativă, care conține $(n + 1)$ borne accesibile, la care se poate racorda o altă rețea deschisă (sau rețele), cu același număr de borne. Multipolii sînt activi sau pasivi, liniari sau neliniari, după cum în structura lor internă conțin sau nu surse, iar regimul electric se poate exprima prin sisteme de ecuații diferențiale liniare sau neliniare (în corespondentul fizic al posibilității sau imposibilității superpoziției stărilor).

a. *Rețeaua este cunoscută în impedanțe Z și surse de f. e. m. $\overline{E}$*

Fie rețeaua electrică liniară și conexă (fig. 1*a*), avînd l elemente și c conexiuni electrice, din care : $(n + 1)$ borne accesibile (externe) și m borne libere (interne). Căderea de tensiune în elementul k este

$$E_k - U_k = \sum Z_{kj} I_j, \qquad (1)$$

în care E_k, U_k, Z_{kk}, Z_{kj} sînt f.e.m., tensiunea, impedanța proprie și mutuală, iar I_j curenții prin elementele rețelei ($j = 1, 2, \ldots, l$). Sistemul ecuațiilor (1), exprimate pentru toate elementele rețelei, poate fi prezentat condensat sub formă matricială

$$[E] - [U] = [Z][I], \tag{2}$$

în care matricile $[E]$, $[U]$, $[I]$ sînt de tip coloană cu l elemente, iar $[Z]$ este tensorul impedanțelor rețelei, a cărui matrice este patratică și în general nesingulară, de rang $l \times l$, cu elemente de forma

$$Z_{kj} = pL_{kj} + R_{kj} + \frac{1}{pC_{kj}}, \tag{3}$$

în care $R_{kj} = 0$, pentru $k \neq j$. Ecuația (2) este ecuația matricială fundamentală a căderilor de tensiune. Dacă se ordonează sistemul ecuațiilor (1), astfel încît se scriu întîi ecuațiile căderilor de tensiune, în care intervin tensiunile la bornele accesibile, ecuația (2) are forma

$$\begin{bmatrix} E_1 \\ E_2 \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} U_e \\ U_i \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} Z_1, & Z_2 \\ Z_3, & Z_4 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_1 \\ I_2 \end{bmatrix} \tag{4}$$

în care s-a partiționat matricile $[E]$, $[Z]$, $[I]$ după submatricile tensiunilor la bornele externe $[U_e]$ și a celorlalte tensiuni $[U_i]$.

Rețeaua este alimentată la bornele accesibile prin $(n + 1)$ curenți externi, din care numai n sînt liniari independenți, iar prin elementele rețelei circulă l curenți, din care numai $(l - c + 1)$ sînt liniar independenți. Vom alege curenții I_{ek} ($k = 1, 2, \ldots, n$), ca liniar independenți externi. În ceea ce privește stabilirea curenților independenți interni, alegerea lor este de asemenea arbitrară, cu condiția de a lăsa la fiecare conexiune (bornă liberă, sau accesibilă), cel puțin un curent dependent. Exprimînd curenții prin elementele rețelei, în funcție de n curenți independenți externi și $(l - c + 1)$ curenți independenți interni, se obține sistemul

$$I_k = \sum_{j=1}^{n} \varepsilon'_j I'_{ej} + \sum_{k=1}^{l-c+1} \varepsilon'_k I'_{ik} \tag{5}$$

sau matricial

$$[I] = [C][I'], \tag{6}$$

în care $[C]$ este matricea de conexiune, dreptunghiulară și în general singulară, de ordin $l \times (l - m)$, avînd ca termeni ε'_i, ε'_k, cu valori : $+1$, $-1,0$, iar $[I']$ este matricea coloană de ordin $(l - m)$, a curenților liniar independenți, externi și interni. Matricea $[I']$ poate fi partiționată în două submatrici : $[I'_e]$ a curenților liniari independenți externi de ordin n, și $[I'_i]$ a curenților liniar independenți interni, de ordin $(1 - m - n)$, astfel încît ecuația (6), se poate partiționa corespunzător, sub forma

$$[I] = \left[\begin{array}{c|c} C_e & C_i \end{array}\right] \begin{bmatrix} I'_e \\ I'_i \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} C_{e1}, & C_{i1} \\ C_{e2}, & C_{i2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I'_e \\ I'_i \end{bmatrix}, \tag{7}$$

în care submatricea $[C_e]$, respectiv celulele $[C_{e1}]$, $[C_{e2}]$, se referă la conexiunile externe, iar $[C_{i1}]$, $[C_{i2}]$, la conexiunile libere. Ecuația (6) este a doua ecuație matricială fundamentală a rețelelor, denumită „ecuația conexiunilor electrice". Ele au fost stabilite, sub o formă mai generală, valabile pentru rețele neconexe, cu elemente fixe și mobile [2].

În ecuațiile (2), (4) și (6), (7), intervin pe lîngă mărimile regimului extern $[I'_e]$ și $[U'_e]$, mărimile regimului intern $[U_i]$, $[I_i]$, care nu prezintă interes în studiul multipolilor și trebuie eliminate. Transformarea ecuației (2), respectiv (4), prin matricea de conexiune $[C]$, permite eliminarea mărimilor regimului intern.

Aplicînd regulile de transformare, matricile $[E]$, $[U]$, $[Z]$ se transformă în

$$[E'] = [C]_t\,[E],$$
$$[U'] = [U]_t\,[U],$$
$$[Z'] = [C]_t\,[Z][C].$$

Multiplicînd ecuația (4) cu transpusa matricii $[C]$ și înlocuind vectorul $[I]$, cu valoarea din (6), se obține

$$\begin{bmatrix} C_{e1t}, & C_{e2t} \\ C_{i1t}, & C_{i2t} \end{bmatrix} \left\{ \begin{bmatrix} E_1 \\ E_2 \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} U_e \\ U_i \end{bmatrix} \right\} = \begin{bmatrix} C_{e1t}, & C_{e2t} \\ C_{i1t}, & C_{i2t} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} Z_1, & Z_2 \\ Z_3, & Z_4 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} C_{e1}, & C_{i1} \\ C_{e2}, & C_{i2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I'_e \\ I'_i \end{bmatrix} \tag{8}$$

și deoarece *)

$$[C_{i1t}][U_e] + [C_{i2t}][U_i] = 0 \tag{9}$$

rezultă

$$\begin{bmatrix} C_{e1t}E_1 + C_{e2t}E_2 \\ C_{i1t}E_1 + C_{i2t}E_2 \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} C_{e1t}U_e + C_{e2t}U_i \\ 0 \end{bmatrix} =$$

$$= \begin{bmatrix} C_{e1t}Z_1C_{e1} + C_{e2t}Z_3C_{e1} + C_{e1t}Z_2C_{e2} + C_{e2t}Z_4C_{e2}, \\ C_{i1t}Z_1\,C_{e1} + C_{i2t}Z_3C_{e1} + C_{i1t}Z_2\,C_{e2} + C_{i2t}Z_4C_{e2}, \\ C_{e1t}Z_1C_{i1} + C_{e2t}Z_3C_{i1} + C_{e1t}Z_2C_{i2} + C_{e2t}Z_4C_{i2} \\ C_{i1t}Z_1\,C_{i1} + C_{i2t}Z_3C_{i1} + C_{i1t}Z_2C_{i2} + C_{i2t}Z_4C_{i2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I'_e \\ I'_i \end{bmatrix} \tag{10}$$

sau prescurtat

$$\begin{bmatrix} E'_1 \\ E'_2 \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} U'_e \\ 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} Z'_1, & Z'_2 \\ Z'_3, & Z'_4 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I'_e \\ I'_i \end{bmatrix} \tag{11}$$

*) În rețelele închise $[I_e] = [0]$, există relația [2]: $[C]_t\,[U] = [0]$, în care $[C]$ este submatricea $[C_i]$ din cazul mai general al rețelelor deschise.

în care s-a notat cu $[E'_1]$, $[E'_2]$, $[U'_1]$, $[Z'_1]$,..., $[Z'_4]$, expresiile ce au rezultat prin partiționare.

Ecuația (11) se descompune în sistemul a două ecuații matriciale

$$[E'_1] - [U'_e] = [Z'_1][I'_e] + [Z'_2][I'_i], \tag{12}$$

$$[E'_2] = [Z'_3][I'_e] + [Z'_4][I'_i]. \tag{13}$$

Eliminînd $[I'_e]$ din (12), în funcție de valoarea din (13) devine

$$[E'_e] - [U'_e] = [Z'_e][I'_e], \tag{14}$$

în care s-a notat

$$[E'_1] - [Z'_2][Z'_4]^{-1}[E'_2] = [E'_e], \tag{15}$$

$$[Z'_1] - [Z'_2][Z'_4]^{-1}[Z'_3] = [Z'_e]. \tag{16}$$

Ecuația matricială (14) este ecuația transformată prin matricea $[C]$ și definește regimul extern al multipolilor activi liniari, exprimați în impedanțe și surse de f.e.m. În general, matricile de conexiune $[C]$ transformă rețeaua dată în sistemul buclelor independente Maxwell [2]. În cazul rețelelor deschise, aplicarea matricii $[C]$, constă în aplicarea submatricii $[C_i]$, care determină buclele structurii interne, exprimate prin ecuația (13) și în aplicarea submatricii $[C_e]$ care determină buclele externe, exprimate prin ecuația (12). În timp ce circuitele interne sînt închise, circuitele externe sînt deschise. Eliminarea vectorului $[I'_i]$ reprezintă eliminarea buclelor interne, adică determinarea regimului extern. De menționat, că prin alegerea bornei accesibile $(n+1)$ ca bornă de referință, s-a fixat și sensul de parcurgere a buclelor externe, care vor avea ca parcurs de închidere, conexiunea $(n+1)$.

b. *Parametrii regimului extern în impedanțe și surse de f.e.m.*

Rețeaua electrică (fig. 2*a*) este echivalentă, din punctul de vedere al regimului extern, cu multipolul conținînd $(n+1)$ borne accesibile (fig.2*b*) în care $[I'_e]$ este vectorul curenților externi (liniari independenți) prin primele n borne și $[U'_e]$ vectorul tensiunilor liniar independente, între primele n borne și borna de referință $(n+1)$, iar $[Z'_e]$, tensorul impedanțelor de acces

$$[U'_e] = \begin{bmatrix} U'_{e1(n+1)} \\ U'_{e2(n+1)} \\ \vdots \\ U'_{ek(n+1)} \\ \vdots \\ U'_{en(n+1)} \end{bmatrix}; \quad [Z'_e] = \begin{bmatrix} Z'_{e11}, Z'_{e12}, \ldots, Z'_{e1k}, \ldots, Z'_{e1n} \\ Z'_{e21}, Z'_{e22}, \ldots, Z'_{e2k}, \ldots, Z'_{e2n} \\ \cdots\cdots\cdots\cdots\cdots \\ Z'_{ek1}, Z'_{ek2}, \ldots, Z'_{ekk}, \ldots, Z'_{ekn} \\ \cdots\cdots\cdots\cdots\cdots \\ Z'_{en1}, Z'_{en2}, \ldots, Z'_{enk}, \ldots, Z'_{enn} \end{bmatrix}; \quad [I'] = \begin{bmatrix} I'_{e1} \\ I'_{e2} \\ \vdots \\ I'_{ek} \\ \vdots \\ I'_{en} \end{bmatrix} \tag{17}$$

Din ecuația (16), rezultă că dacă

$$[Z'_1] = [Z'_2][Z'_4]^{-1}[Z'_3],$$

atunci

$$[Z'_e] = [0]. \tag{18}$$

Pentru aceste rețele, nu se poate defini în general tensorul de impedanțe la accese. De asemenea, dacă

$$[E'_1] = [Z'_2][Z'_4]^{-1}[E'_2]$$

atunci

$$[E'_e] = [0] \tag{19}$$

și ecuația (14) devine

$$-[U'_e] = [Z'_e][I'_e]$$

sau considerînd vectorul tensiunilor aplicate :

$$[U'_e] = [Z'_e][I'_e] \tag{20}$$

care reprezintă ecuația multipolului pasiv, la bornele căruia se aplică tensiunea $[U'_e]$. Numai prezența surselor f.e.m. în structura internă a rețelei nu este suficientă a defini multipolul activ. Dacă

$$[E'_1] > [Z'_2][Z'_4]^{-1}[E'_2] \tag{21}$$

multipolii sînt activi generatori ;

$$[E'_1] < [Z'_2][Z'_4]^{-1}[E'_2] \tag{22}$$

multipolii sînt activi receptori, iar în cazul

$$[E'_1] = [Z'_2][Z'_4]^{-1}[E'_2] \tag{23}$$

multipolii sînt pasivi.

Multipolii care deși conțin în structura lor internă, surse de f.e.m. îndeplinesc condiția (23), îi vom numi „multipoli pseudoactivi".

Multipolii pseudoactivi, îndeplinind condiția (23), sînt multipoli pasivi, în care, prin teoremele de pasivizare topologică, sursele exteriorizate se anulează.

c. *Rețeaua este cunoscută în admitanțe și surse de curent*

Fie rețeaua electrică, în care elementul activ k este definit prin sursa de curent I_{ck}, curentul I_k, tensiunea la borne U_k și admitanțele proprii Y_{kk} și mutuale Y_{kj} ($j = 1, 2, \ldots, l$). Ecuația scăderii de curent (dual cu ecuația (1), a căderii de tensiune), în elementul k, este

$$I_{ck} - I_k = \sum_{j}^{l} Y_{kj} U_{kj} \tag{24}$$

sau pentru întreaga rețea, sub formă matricială

$$[I_c] - [I] = [Y][U], \tag{25}$$

în care $[I_c]$ este matricea „surselor de curent" (injecțiile de curent), iar $[Y]$, tensorul admitanțelor ($[Y] = [Z]^{-1}$). Ecuația (25) se numește ecuația matricială fundamentală a „scăderilor de curent", dual cu ecuația „căderilor de tensiune" (2). Dualitatea celor două ecuații se verifică și în dualitatea surselor. Multiplicînd ecuația (2), cu $[Y] = [Z]^{-1}$, se obține

$$[Y][E] - [U] = [Y][U] \tag{26}$$

care identificată cu (25) conduce la

$$[I_c] = [Y][E], \tag{27}$$

$$[E] = [Z][I_c]. \tag{28}$$

Analog stabilirii ecuației conexiunilor (6), se stabilește în acest caz, ecuația dual — „de conexiune a tensiunilor"

$$[U] = [T][U'] \tag{29}$$

în care $[T]$ este matricea de conexiune a tensiunilor, în general singulară, iar $[U']$ matricea tensiunilor liniar independente (cu n tensiuni independente externe).

Cu reguli de transformare similare

$$\begin{aligned} [I'_c] &= [T]_t [I_c] \\ [I'] &= [T]_t [I] \\ [Y'] &= [T]_t [Y][T] \end{aligned} \tag{30}$$

se ajunge final, la ecuația regimului extern

$$[I'_{ce}] - [I'_e] = [Y'_e][U'_e] \tag{31}$$

a cărui dualitate cu (15), constă în

$$[I'_{ce}] = [Y'_e][E'_e];\ [E'_e] = [Z'_e][I'_{ce}];\ [Y'_e] = [Z'_e]^{-1}.$$

d. *Parametrii regimului extern în admitanțe și sensuri de curent*

Rețeaua electrică (fig. 2*a*) este echivalentă, din punctul de vedere al regimului extern, cu multipolul conținînd $(n+1)$ accese (fig. 2*b*), în care $[I'_e]$, $[U'_e]$, sînt aceeași din (17), iar $[Y'_e]$, este tensorul admitanțelor de acces

$$[I'_{ce}] = \begin{bmatrix} I'_{ce1\,(n+1)} \\ I'_{ce2\,(n+1)} \\ \vdots \\ I'_{cek\,(n+1)} \\ \vdots \\ I'_{cen\,(n+1)} \end{bmatrix};\quad [Y'_e] = \begin{bmatrix} Y'_{e11}, & Y'_{e12}, \ldots, & Y'_{e1k}, \ldots, & Y'_{e1n} \\ Y'_{e21}, & Y'_{e22}, \ldots, & Y'_{e2k}, \ldots, & Y'_{e2n} \\ \cdots & \cdots & \cdots & \cdots \\ Y'_{ek1}, & Y'_{ek2}, \ldots, & Y'_{ekk}, \ldots, & Y'_{ekn} \\ \cdots & \cdots & \cdots & \cdots \\ Y'_{en1}, & Y'_{en2}, \ldots, & Y'_{enk}, \ldots, & Y'_{enn} \end{bmatrix}. \tag{32}$$

Elementele Y_{ekk}, situate pe prima diagonală, sînt admitanțele aparente de intrare, iar Y_{ekj}, admitanțele de transfer.

Analog cu (21), (22) și (23) se stabilesc condițiile

$$[I'_{c1}] > [Y'_2]\,[Y'_4]^{-1}\,[I'_{c2}] \tag{33}$$

pentru care multipolii sînt activi generatori; dacă

$$[I'_{c1}] < [Y'_2]\,[Y'_4]^{-1}\,[I'_{c2}] \tag{34}$$

multipolii sînt activi receptori, și dacă

$$[I'_{c1}] = [Y'_2]\,[Y'_4]^{-1}\,[I'_{c2}] \tag{35}$$

multipolii sînt pasivi.

În ceea ce privește ecuațiile matriciale fundamentale ale multipolilor pasivi se obțin din ecuațiile (2), (25), în care $[E] = [0]$, $[I_c] = [0]$ și din ecuațiile (14), (31), în care $[E'_e] = [0]$ și $[I'_{ce}] = [0]$, ecuațiile (6), (29), fiind aceleași.

În concluzie, ecuațiile matriciale ale multipolilor, care definesc regimul extern, sînt:

— multipoli activi

$$[E] - [U] = [Z]\,[I];\ [I] = [C]\,[I'] \tag{36}$$

$$[I_c] - [I] = [Y]\,[U];\ [U] = [T]\,[U'] \tag{37}$$

$$[E'_e] - [U'_e] = [Z'_e]\,[I'_e] \tag{38}$$

$$[I'_{ce}] - [I'_e] = [Y'_e]\,[U'_e] \tag{39}$$

— multipoli pseudoactivi

$$[E] - [U] = [Z]\,[I];\ [I] = [C]\,[I'] \tag{40}$$

$$[I_c] - [I] = [Y]\,[U];\ [U] = [T]\,[U'] \tag{41}$$

$$-[U'_e] = [Z'_e]\,[I'_e] \tag{42}$$

$$-[I'_e] = [Y'_e]\,[U'_e] \tag{43}$$

— multipoli pasivi

$$[U] = [Z]\,[I];\ [I] = [C]\,[I'] \tag{44}$$

$$[I] = [Y]\,[U];\ [U] = [T]\,[U'] \tag{45}$$

$$[U'_e] = [Z'_e]\,[I'_e] \tag{46}$$

$$[I'_e] = [Y'_e]\,[U'_e] \tag{47}$$

în care pentru multipolii pasivi, $[U]$ este vectorul tensiunilor aplicate.

Observație. Se poate exprima regimul extern al multipolilor în funcție de $(n+1)$ curenți externi, rezultînd $(n+1)$ bucle. Deoarece

$$\sum_1^{n+1} I_{ek} = 0;\quad \sum_1^{n} U_{ek\,(k+1)} + U_{e\,(n+1)1} = 0.$$

matricile $[Z'_e]$, $[Y'_e]$, de ordin $(n+1)$ $(n+1)$ sînt singulare, de rang $n \times n$, și nu se poate opera în calcule, cu inversele lor.

2. Rețele echivalente. Transformări liniare echivalente

În studiul rețelelor deschise, prezintă interes transformările care pot fi aplicate unei structuri în vederea obținerii altei rețele, cu condiția conservării regimului extern, adică al tensiunilor și curenților $[U'_e]$ și $[I'_e]$. Principial, pentru orice multipol cu n accese, există o infinitate de scheme, care cu structuri interne diferite, au același regim extern. Fie $[\varphi]$ transformarea liniară, care aplicată rețelei date, conduce la o altă rețea, îndeplinind condițiile de echivalență, și a cărei ecuație de funcționare

$$[E'_e] - [U'_e] = [Z'_e][I'_e] \tag{48}$$

deși identică cu (14) diferă prin matricile $[E]$, $[Z]$, $[U]$ și $[I]$ având altă configurație. Prin aceleași reguli de transformare, matricea $[\varphi]$ trebui să îndeplinească condițiile

$$[\varphi]_t \begin{bmatrix} U'_e \\ 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} U'_e \\ 0 \end{bmatrix}; \quad [\varphi] \begin{bmatrix} I'_e \\ I'_i \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} I'_e \\ I'_i \end{bmatrix}. \tag{49}$$

Dacă se partiționează matricea $[\varphi]$, sub forma

$$[\varphi] = \begin{bmatrix} \varphi_1, & \varphi_2 \\ \varphi_3, & \varphi_4 \end{bmatrix} \tag{50}$$

condițiile (9) sînt echivalente cu

$$[\varphi_1] = [1]; \quad [\varphi_2] = [0] \tag{51}$$

și deci matricile transformărilor echivalente $[\varphi]$ au forma

$$[\varphi] = \begin{bmatrix} 1, & 0 \\ \alpha, & \beta, \end{bmatrix}, \tag{52}$$

în care se recunoaște matricea Howitt. Transformarea (52) aplicată ecuației (11), cu aceleași reguli de transformare, conduce la

$$\begin{bmatrix} 1, & \alpha_t \\ 0, & \beta_t \end{bmatrix} \begin{bmatrix} U'_e \\ 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} U'_e \\ 0 \end{bmatrix}; \quad \begin{bmatrix} 1, & \alpha_t \\ 0, & \beta_t \end{bmatrix} \begin{bmatrix} E'_1 \\ E'_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} E'_1 + \alpha_t E'_2 \\ \beta_t E'_2 \end{bmatrix}; \quad \begin{bmatrix} 1, & 0 \\ \alpha, & \beta \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I'_e \\ I'_i \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} I'_e \\ \alpha I'_e + \beta I'_i \end{bmatrix}.$$

$$\begin{bmatrix} 1, & \alpha_t \\ 0, & \beta_t \end{bmatrix} \begin{bmatrix} Z'_1, & Z'_2 \\ Z'_3, & Z'_4 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 1, & 0 \\ \alpha, & \beta \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} Z'_1 + \alpha_t Z'_3 + Z'_2\alpha + \alpha_t Z'_4\alpha, & Z'_2\beta + \alpha_t Z'_4\beta \\ \beta_t Z'_3 + \beta_t Z'_4\alpha, & \beta_t Z'_4\beta \end{bmatrix}. \tag{53}$$

S-a demonstrat teorema : orice rețea electrică deschisă, activă sau pasivă (multipol), al cărei regim extern este definit de matricile $[U_e]$, $[I_e]$, poate fi transformată în altă rețea echivalentă, cu același regim extern, printr-o transformare liniară $[\varphi]$, de forma (52). Pentru diferite valori ale submatricilor $[\alpha]$, $[\beta]$, se obțin diferite scheme echivalente.

3. Teoremele generale de reducere a rețelelor electrice

În reducerea rețelelor electrice intervin transformările tipice ale elementelor active și cuplate, cu conexiuni serie, paralel, stea-poligon și poligon-stea. Fiecare structură, cu oricare din aceste conexiuni, poate fi considerată ca o rețea deschisă, căreia aplicîndu-i o transformare echivalentă $[\varphi]$, se transformă în structura corespunzătoare — fie a elemen-

tului echivalent, fie a conexiunilor poligonale sau stelate. Pentru transformările stea-poligon (cu impedanțe sau admitanțe), funcționala $[\varphi]$ este definită de submatricile

$$[\alpha] = [-1, -1, \ldots -1]; \quad [\beta] = [-1],$$

adică de forma

$$[\varphi] = \left[\begin{array}{ccccccc|c} 1 & & & & & & & \\ & 1 & & & & & & \\ & & \ddots & & & & & \\ & & & 1 & & & & \\ & & & & \ddots & & & \\ & & & & & & 1 & \\ \hline -1, & -1, & \ldots & -1, & \ldots\ldots & & -1 & -1 \end{array}\right] \tag{54}$$

Matricea $[\varphi]$ are următoarele proprietăți:

— este o matrice unitară,

— $[\varphi]^n = [1]$, pentru n par.

— $[\varphi]^n = [\varphi]$, pentru n impar.

— transformă matricile pătratice, lăsînd neschimbată submatricea superioară; aplicată asupra matricii $[Z]$:

$$[Z] = \left[\begin{array}{cccccc|c} Z_{11}, & Z_{12}, & \ldots & Z_{1j}, & \ldots & Z_{1,n-1} & Z_{1n} \\ Z_{21}, & Z_{22}, & \ldots & Z_{2j}, & \ldots & Z_{2,n-1} & Z_{2n} \\ \ldots & \ldots & \ldots & \ldots & \ldots & \ldots & \ldots \\ Z_{j1}, & Z_{j2}, & \ldots & Z_{jj}, & \ldots & Z_{j,n-1} & Z_{j,n} \\ \ldots & \ldots & \ldots & \ldots & \ldots & \ldots & \ldots \\ \hline Z_{n-1,1}, & Z_{n-1,2}, & \ldots & Z_{n-1,j} & \ldots & Z_{n-1,n-1} & Z_{n-1,n} \\ \hline Z_{n1}, & Z_{n2}, & \ldots & Z_{nj}, & \ldots & Z_{n,n-1} & Z_{nn} \end{array}\right]$$

o transformă în

$$[\varphi]_t[Z][\varphi] = \left[\begin{array}{cccccc|c} Z_{11}, & Z_{12}, & \ldots & Z_{1j}, & \ldots & Z_{1,n-1}, & -\sum_k^n Z_{1k} \\ Z_{21}, & Z_{22}, & \ldots & Z_{2j}, & \ldots & Z_{2,n-1}, & -\sum_k^n Z_{2k} \\ \ldots & \ldots & \ldots & \ldots & \ldots & \ldots & \ldots \\ Z_{j1}, & Z_{j2}, & \ldots & Z_{jj}, & \ldots & Z_{j,n-1}, & -\sum_k^n Z_{jk} \\ \ldots & \ldots & \ldots & \ldots & \ldots & \ldots & \ldots \\ Z_{n-1,1}, & Z_{n-1,2}, & \ldots & Z_{n-1,j}, & \ldots & Z_{n-1,n-1}, & -\sum_k^n Z_{n-1,k} \\ \hline -\sum_i^n Z_{i1}, & -\sum_i^n Z_{i2}, & \ldots & -\sum_i^n Z_{ij}, & \ldots & -\sum_i^n Z_{i(n-1)}, & \sum_{ik}^n Z_{ik} \end{array}\right] \tag{55}$$

Pentru transformările serie și paralel, matricea $[\varphi]$ are forma degenerată ($[\beta] = [0]$) a matricii de tip coloană, sau linie cu elemente unitate

$$[\varphi]_t = [1,\ 1, \ldots,\ 1, \ldots,\ 1]. \tag{56}$$

a. *Teorema transformării elementelor active și cuplate montate în serie.* Fie dipolul constituit din n elemente active și cuplate, montate în serie (fig. 3), în care pentru elementul (lm) s-a notat : E_{lm}, U_{lm}, I_{lm}, Z^{lm}_{lm}, Z^{pq}_{lm}, $Z^{rs}_{e(lm)}$, f.e.m., tensiunea la borne, curentul, impedanța proprie și mutuală față de

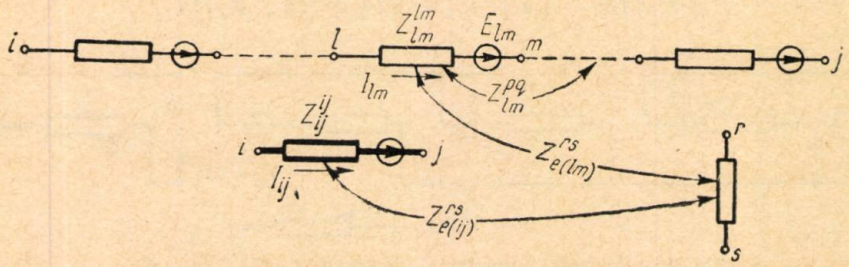


Fig. 3. — Structură serie cu elemente active și cuplate.

elementele structurii, respectiv impedanța mutuală față de elementele externe montajului.

Ecuațiile căderilor de tensiune și a conexiunilor sînt

$$[E] - [U] = [Z]\,[I] + [Z_e]\,[I_e], \tag{57}$$

$$[I] = [C]\,[I_{ij}] = I_{ij}[1_c], \tag{58}$$

în care $[Z]$, $[Z_e]$, sînt matricile impedanțelor proprii, respectiv externe de cuplaj, $[I]$, $[I_e]$, matricile curenților prin elementele dipolului, respectiv prin elementele externe, iar în matricea de conexiune $[C]$ se recunoaște transformarea echivalentă $[\varphi]$. Aplicînd regulile de transformare, ecuația (57) devine

$$[1_c]_t\,[E] - [1_c]_t\,[U] = [1_c]_t\,[Z]\,[1_c] + [1_c]_t\,[Z_e]\,[I_e] \tag{59}$$

sau

$$E_{ij} - U_{ij} = Z^{ij}_{ij} I_{ij} + \sum_{rs} Z^{rs}_{e(ij)} I_{e(rs)}, \tag{60}$$

adică structura echivalentă în care

$$E_{ij} = \sum_{lm} E_{lm};\ U_{ij} = \sum_{lm} U_{lm};\ Z^{ij}_{ij} = \sum_{lm,\,pq} Z^{pq}_{lm};\ I_{ij} = I_{lm};\ Z^{rs}_{e(ij)} = \sum_{lm} Z^{rs}_{e(lm)}. \tag{61}$$

S-a stabilit teorema transformării elementelor active și cuplate conectate în serie : un sistem de elemente active montate în serie, cu cuplaje externe și interne este echivalent cu un element activ, avînd f.e.m. suma f.e.m., ca impedanță proprie, suma impedanțelor proprii și mutuale, iar ca impedanță mutuală față de un element exterior, suma impedanțelor mutuale externe față de elementul respectiv, curentul fiind același.

b. *Teorema transformării elementelor active și cuplate, conectate în paralel.* Fie dipolul electric constituit din n elemente active și cuplate, conectate în paralel (fig. 4), în care cu aceleași notații, ecuația căderilor de tensiune este

$$[E] - [U] = [Z][\mathrm{I}] + [Z_e][I_e] \tag{62}$$

Multiplicînd ecuația (62) cu $[Z]^{-1} = [Y]$, în care $[Y]$ este matricea admitanțelor structurii, se obține

$$[Y][E] - [Y][U] = [I] + [Y][Z_e][I_e]$$

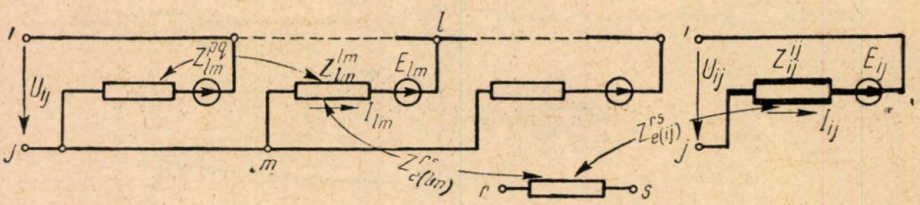


Fig. 4. — Structură paralel cu elemente active și cuplate.

sau

$$[I_c] - [I] = [Y][U] + [Y][Z_e][I_e] \tag{63}$$

care reprezintă ecuația scăderilor de curent - duala ecuației (25). Ecuația conexiunilor - dală cu (58) va fi

$$[U] = [C][U_{ij}] = U_{ij}\,[1_c]. \tag{64}$$

Cu aceleași reguli de transformare, ecuația (63) devine

$$[1_l][Y][E] - [1_l][Y][U] = [1_l][I] + [1_l][Y][Z_e][I_e]$$

sau

$$E_{ij} - U_{ij} = Z_{ij}^{ij} I_{ij} + \sum Z_{e(ij)}^{rs} I_{e(rs)}, \tag{65}$$

în care

$$E_{ij} = \frac{\sum\limits_{pq} Y_{lm}^{pq} E_{pq}}{\sum\limits_{lm,pq} Y_{lm}^{pq}}; \quad U_{ij} = U_{lm}; \quad I_{ij} = \sum_{lm} I_{lm},$$

$$Z_{ij}^{ij} = 1 \Big/ \sum_{lm,pq} Y_{lm}^{pq}; \quad Z_{e(ij)}^{rs} = \frac{\sum\limits_{lm,pq} Y_{lm}^{pq} Z_{e(pq)}^{rs}}{\sum\limits_{lm,pq} Y_{lm}^{pq}}. \tag{66}$$

S-a stabilit teorema transformării elementelor active conectate în paralel : un sistem de elemente active montate în paralel, cu cuplaje interne și externe, este echivalent cu un element activ, avînd ca f.e.m. media ponderată a f.e.m. în raport cu admitanțele, curentul egal cu suma curenților, ca admitanță proprie, suma admitanțelor proprii și mutuale interne,

iar ca impedanță mutuală față de un element extern, media ponderată a impedanțelor externe în raport cu admitanțele — tensiunea fiind aceeași.

c. *Teorema transformării stea-triunghi.* Elementele se cunosc în impedanțe. Fie tripolul constituit din structura electrică a trei elemente cu conexiune stea (fig. 5*a*), în care se notează : $[E_\lambda]$, $[U_\lambda]$, $[I_\lambda]$, $[Z_\lambda]$, $[Z^e_\lambda]$, $[I^e_\lambda]$, vectorii f.e.m., tensiunilor și curenților, matricile impedanțelor struc-

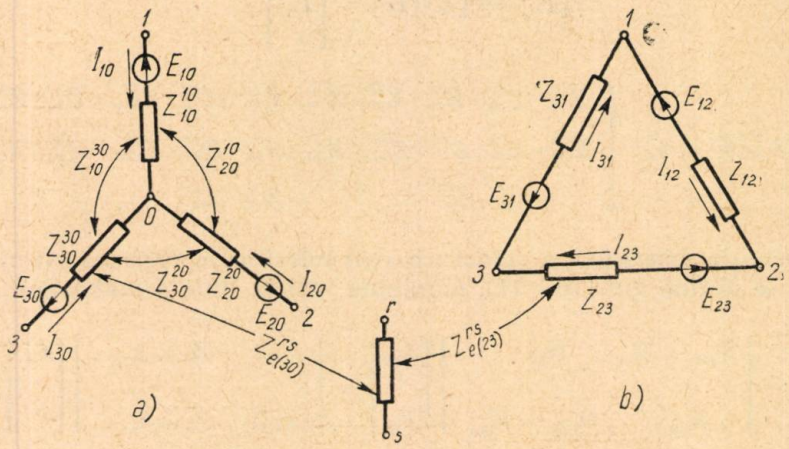


Fig. 5. — Transformarea stea-triunghi.

turii, respectiv a impedanțelor elementelor externe și a curenților prin aceste elemente. Ecuația matricială a căderilor de tensiune este

$$[U_\lambda] - [E_\lambda] = [Z_\lambda][I_\lambda] + [Z^e_\lambda][I^e_\lambda]. \tag{67}$$

Regimul extern al structurii este definit de două tensiuni și doi curenți independenți, de exemplu U_{13}, U_{23}, I_1, I_2.

Exteriorizînd forțele electromotoare, rețeaua se pasivizează, și deci, multiplicînd ecuația (67) cu transpusa matricii de transformare echivalentă $[\varphi]$:

$$[\varphi] = \begin{bmatrix} 1 & & \\ & 1 & \\ -1 & -1 & -1 \end{bmatrix} \tag{68}$$

ecuația matricială (67) devine

$$[\varphi]_t[U]_t = [\varphi]_t[Z_\lambda][\varphi][\varphi][I_\lambda] + [\varphi]_t[Z^e_\lambda][I^e_\lambda], \tag{69}$$

adică ecuația transformată

$$[U'_\lambda] = [Z'_\lambda][I'_\lambda] + [\varphi]_t[Z^e_\lambda][I^e_\lambda], \tag{70}$$

în care

$$[U'_\lambda] = [\varphi]_t [U] = \begin{bmatrix} U_{13} \\ U_{23} \\ -U_{30} \end{bmatrix};$$

$$[I'_\lambda] = [\varphi][I_\lambda] = \begin{bmatrix} I_{10} \\ I_{20} \\ 0 \end{bmatrix}$$

$$[Z'_\lambda] = [\varphi]_t [Z_\lambda][\varphi] = \begin{bmatrix} Z_{10}^{10} - Z_{30}^{10} - Z_{10}^{30} + Z_{30}^{30}, & Z_{10}^{20} - Z_{30}^{20} - Z_{10}^{30} + Z_{30}^{30}, & -Z_{10}^{30} + Z_{30}^{30} \\ Z_{20}^{10} - Z_{30}^{10} - Z_{20}^{30} + Z_{30}^{30}, & Z_{20}^{20} - Z_{30}^{20} - Z_{20}^{30} + Z_{30}^{30}, & -Z_{20}^{30} + Z_{30}^{30} \\ -Z_{30}^{10} + Z_{30}^{30}, & -Z_{30}^{20} + Z_{30}^{30}, & Z_{30}^{30} \end{bmatrix}. \quad (71)$$

Ecuația matricială a structurii stea referitor la regimul extern ($[U]$ și $[I]$), se obține din (70—71), eliminînd ultima linie a matricilor

$$\begin{bmatrix} U_{13} \\ U_{23} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathfrak{Z}_{10} + \mathfrak{Z}_{30}, & \mathfrak{Z}_{30} \\ \mathfrak{Z}_{30}, & \mathfrak{Z}_{20} + \mathfrak{Z}_{30} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_{10} \\ I_{20} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} (Z_{10\,e}^{ts} - Z_{e(30)}^{ts}), \dots \\ (Z_{e(20)}^{ts} - Z_{e(30)}^{ts}), \dots \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_e^{ts} \\ \vdots \\ \vdots \end{bmatrix} \quad (72)$$

sau condensat

$$[U'_e] = [Z''_\lambda][I'_e] + [Z''^{(e)}_\lambda][I'^{(e)}], \quad (73)$$

în care s-a notat (pentru structurile cu impedanțe mutuale simetrice $Z_{10}^{20} = Z_{20}^{10}$), ca impedanțe mutuale echivalente, expresiile

$$\mathfrak{Z}_{10} = Z_{10}^{10} - Z_{10}^{20} - Z_{10}^{30} + Z_{20}^{30}. \quad (74)$$

Pentru structura triunghiulară transformată, pasivizată, ecuația matricială a căderilor de tensiune este

$$[U_\Delta] = [Z_\Delta][I_\Delta] + [Z_\Delta^e][I_\Delta^e], \quad (75)$$

în care matricile sînt ordonate în ordinea indicilor : 31, 23, 12. Cu aceeași funcțională $[\varphi]$, matricile $[U_\Delta]$, $[I_\Delta]$ și $[Z_\Delta]$, se transformă după

$$[U'_\Delta] = [\varphi][U_\Delta] = \begin{bmatrix} U_{31} \\ U_{23} \\ 0 \end{bmatrix}; \quad [I'_\Delta] = [\varphi]_t [I_\Delta] = \begin{bmatrix} -I_1 \\ I_2 \\ I_{12} \end{bmatrix}$$

$$[Z'_\Delta] = [\varphi][Z_\Delta][\varphi]_t = \begin{bmatrix} Z_{31}, & 0, & -Z_{31} \\ 0, & Z_{23}, & -Z_{23} \\ -Z_{31}, & -Z_{23}, & Z_{12} + Z_{23} + Z_{31} \end{bmatrix}, \quad (76)$$

iar ecuația matricială a căderilor de tensiune, referitor la regimul extern, se obține analog

$$\begin{bmatrix} U_{13} \\ U_{23} \end{bmatrix} = \left\{ \begin{bmatrix} Z_{31} & , & 0 \\ 0 & , & Z_{23} \end{bmatrix} - \frac{1}{\Sigma Z_{12}} \begin{bmatrix} -Z_{31} \\ Z_{23} \end{bmatrix} [-Z_{31} \; , \; Z_{23}] \right\} \begin{bmatrix} I_1 \\ I_2 \end{bmatrix} +$$

$$+ \left\{ \begin{bmatrix} -Z^{rs}_{e\,(31)}, \cdots \\ \\ Z^{rs}_{e\,(23)}, \cdots \end{bmatrix} - \frac{\overset{31}{\underset{12}{\Sigma}} Z^{rs}_{e(12)}}{\overset{31}{\underset{12}{\Sigma}} Z_{12}} \begin{bmatrix} -Z_{31} \\ \\ Z_{23} \end{bmatrix} \right\} \begin{bmatrix} I^{e}_{rs} \\ \vdots \\ \vdots \\ \vdots \end{bmatrix} \tag{77}$$

sau condensat

$$[U'_e] = [Z''_\Delta][I'_e] + [Z''^{(e)}_\Delta][I'^{(e)}]. \tag{78}$$

Identificînd în (73) și (78) matricile de impedanțe: $[Z''_\lambda] = [Z''_\Delta]$, rezultă

$$Z_{12} = \frac{\mathfrak{Z}_{10}\,\mathfrak{Z}_{20}}{\mathfrak{Z}_{\lambda 0}}, \tag{79}$$

în care s-a notat

$$\frac{1}{\mathfrak{Z}_{\lambda 0}} = \sum_{1}^{3} \frac{1}{\mathfrak{Z}_{i0}}. \tag{80}$$

Între vectorii de tensiuni $[U_\lambda]$, $[U_\Delta]$ și f.e.m. $[E_\lambda]$, $[E_\Delta]$, există relația de transformare

$$[U_\Delta] = [T_{\lambda\Delta}][U_\lambda] \; ; \; [E_\Delta] = [T_{\lambda\Delta}][E_\lambda] \tag{81}$$

în care, matricea de transformare $[T_{\lambda\Delta}]$ se obține exprimînd sistemul ecuațiilor

$$U_{12} = U_{10} - U_{20}\,; \; E_{12} = E_{10} - E_{20}. \tag{82}$$

Multiplicînd ecuația (67) cu $[T_{\lambda\Delta}]$ și identificînd cu (75) se obține

$$[I_\Delta] = [Z_\Delta]^{-1}[T_{\lambda\Delta}][Z^{\hat{}}_\lambda][I_\lambda], \tag{83}$$

$$[Z^{e}_\Delta] = [T_{\lambda\Delta}][Z^{e}_\lambda], \tag{84}$$

din care se deduc valorile curenților I_{12} și impedanțelor $[Z^{e}_\Delta]$, în funcție de valorile corespunzătoare ale structurii stelate.

S-a stabilit teorema transformării elementelor active, conectate în stea: un sistem de elemente active și cuplate conectate în stea (fig. 5*a*), cu cuplaje interne și externe, este echivalent cu structura elementelor active, fără cuplaje mutuale interne, dar cu cuplaje mutuale externe, cu conexiune în triunghi. Elementul activ (12), al structurii triunghiulare (fig. 5*b*) este complet determinat prin mărimile: E_{12}, U_{12}, I_{12}, Z_{12}, și $Z^{rs}_{e\,(12)}$,

exprimate în funcție de mărimile corespunzătoare ale structurii stelate : E_{10}, U_{10}, I_{10}, Z_{i0}^{j0} și $Z_{e\,(10)}^{rs}$, și prin ecuațiile de transformare

$$U_{12} = U_{10} - U_{20} \tag{85}$$

$$E_{12} = E_{10} - E_{20} \tag{86}$$

$$Z_{12} = \frac{\mathfrak{Z}_{10}\mathfrak{Z}_{20}}{\mathfrak{Z}_{\lambda 0}} \; ; \; \frac{1}{\mathfrak{Z}_{\lambda 0}} = \sum_{i=1}^{3} \frac{1}{\mathfrak{Z}_{i0}} \tag{87}$$

$$I_{12} = \frac{\mathfrak{Z}_{\lambda 0}}{\mathfrak{Z}_{10}\mathfrak{Z}_{20}} \sum_{i=1}^{3} (Z_{10}^{i0} - Z_{20}^{i0})\; I_{i0} \tag{88}$$

$$Z_{e\,(12)}^{rs} = Z_{e\,(10)}^{rs} - Z_{e\,(20)}^{rs}. \tag{89}$$

Elementele se cunosc ca admitanțe. Cu notații analoage ($[Z_\lambda]^{-1} = [Y_\lambda]$), ecuația matricială a scăderilor de curent, dual cu (67), este

$$[I_\lambda] - [I_{e\lambda}] = [Y_\lambda][U_\lambda] + [Y_\lambda^e][U^e], \tag{90}$$

care pasivizată (cu aproximația unor constante aditive de curenți), devine

$$[I_\lambda] = [Y_\lambda][U_\lambda] + [Y_\lambda^e][U^e]$$

și multiplicată cu matricea de transformare echivalentă $[\varphi]$

$$[\varphi][I_\lambda] = [\varphi][Y_\lambda][\varphi]_t[U_\lambda] + [\varphi][Y_\lambda^e][U^e]$$

se transformă în ecuația regimului extern

$$[I'_\lambda] = [Y'_\lambda][U'_\lambda] + [\varphi][Y_\lambda^e][U^e], \tag{91}$$

în care

$$[I'_\lambda] = [\varphi][I_\lambda] = \begin{bmatrix} I_{10} \\ I_{20} \\ 0 \end{bmatrix} \; ; \; [U'_\lambda] = [\varphi]_t[U_\lambda] = \begin{bmatrix} U_{13} \\ U_{23} \\ -U_{30} \end{bmatrix}$$

$$[Y'_\lambda] = [\varphi][Y_\lambda][\varphi]_t = \begin{bmatrix} Y_{10}^{10}, & Y_{10}^{20}, & -\mathfrak{Y}_{10} \\ Y_{20}^{10}, & Y_{20}^{20}, & -\mathfrak{Y}_{20} \\ -\mathfrak{Y}_{10}, & -\mathfrak{Y}_{20}, & \mathfrak{Y}_{0\lambda} \end{bmatrix} \tag{92}$$

cu notațiile pentru admitanțele echivalente (din rețelele simetrice : $Y_{p0}^{q0} = Y_{q0}^{p0}$) :

$$\mathfrak{Y}_{10} = Y_{10}^{10} + Y_{10}^{20} + Y_{10}^{30}; \; \mathfrak{Y}_{0\lambda} = \sum_{i=1}^{3} \mathfrak{Y}_{i0} \tag{93}$$

Ecuația matricială referitor la regimul extern, rezultă din (92), prin eliminarea ultimei linii :

$$\begin{bmatrix} I_{10} \\ I_{20} \end{bmatrix} = \left\{ \begin{bmatrix} Y_{10}^{10} , & Y_{10}^{20} \\ Y_{20}^{10} , & Y_{20}^{20} \end{bmatrix} + \frac{1}{\mathcal{Y}_{0\lambda}} \begin{bmatrix} -\mathcal{Y}_{10} \\ -\mathcal{Y}_{20} \end{bmatrix} [-\mathcal{Y}_{10}, \; -\mathcal{Y}_{20}] \right\} \begin{bmatrix} U_{13} \\ U_{23} \end{bmatrix} +$$

$$+ \left\{ \begin{bmatrix} Y_{e(10)}^{rs}, \dots \\ Y_{e(20)}^{rs}, \dots \end{bmatrix} + \frac{1}{\mathcal{Y}_{0\lambda}} \left[-\sum_{i=1}^{3} Y_{e(i0)}^{rs} \right] \begin{bmatrix} -\mathcal{Y}_{10} \\ -\mathcal{Y}_{20} \end{bmatrix} \right\} [U'^{(e)}] \tag{94}$$

sau condensat

$$[I'_e] = [Y''_\lambda][U'_e] + [Y''^{(e)}_\lambda][U'^{(e)}] \cdot \tag{95}$$

Pentru structura triunghiulară, a cărei ecuație dual̆ă este

$$[I_\Delta] = [Y_\Delta][U_\Delta] + [Y_\Delta^{(e)}][U^{(e)}], \tag{96}$$

transformări similare conduc la ecuația regimului extern

$$\begin{bmatrix} I_1 \\ I_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} Y_{12} + Y_{31} , & -Y_{12} \\ -Y_{12} , & Y_{12} + Y_{23} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} U_{13} \\ U_{23} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} Y_{e(12)}^{rs} - Y_{e(31)}^{rs}, \dots \\ Y_{e(23)}^{rs} - Y_{e(12)}^{rs}, \dots \end{bmatrix} [U'^{(e)}],$$

sau condensat

$$[I'_e] = [Y''_\Delta][U'_e] + [Y''^{(e)}_\Delta][U'^{(e)}] \cdot \tag{97}$$

Identificînd în ecuațiile (95) și (97), matricile de admitanțe, se deduc expresiile admitanțelor $[Y_\Delta]$ în funcție de $[Y_\lambda]$.

S-a stabilit teorema transformării admitanțelor conectate în stea : un sistem de trei admitanțe (Y_{i0}^{i0}, $i = 1, 2, 3$), conectate în stea și cu admitanțe mutuale Y_{i0}^{j0}, este echivalent cu trei admitanțe Y_{12}, Y_{23}, Y_{31}, montate în triunghi și fără admitanțe mutuale :

$$Y_{12} = \frac{\mathcal{Y}_{10}\,\mathcal{Y}_{20}}{\mathcal{Y}_{0\lambda}} - Y_{10}^{20} \tag{98}$$

și analoagele.

Similar se demonstrează :

d. *Teorema transformării triunghi-stea.* Elementele se cunosc în admitanțe : un sistem de trei elemente active conectate în triunghi, cu cuplaje interne și externe, este echivalent cu trei elemente active conectate

în stea, fără cuplaje interne, dar cu cuplaje externe. Elementul (10) este complet determinat prin expresiile

$$U_{10} = \frac{\mathcal{Y}_{23}}{\Sigma \mathcal{Y}_{12}\,\mathcal{Y}_{23}} \sum_{pq=12}^{31} (Y_{12}^{pq} - Y_{31}^{pq})\, U_{pq} \tag{99}$$

$$E_{10} = \frac{\mathcal{Y}_{23}}{\Sigma \mathcal{Y}_{12}\,\mathcal{Y}_{23}} \sum_{pq=12}^{31} (Y_{12}^{pq} - Y_{31}^{pq})\, E_{pq} \tag{100}$$

$$I_{10} = I_{12} - I_{31} \tag{101}$$

$$Z_{10} = \frac{\Sigma \mathcal{Y}_{12}\,\mathcal{Y}_{23}}{\mathcal{Y}_{23}} \tag{102}$$

$$Z_{e(10)}^{rs} = \frac{\mathcal{Y}_{23}}{\Sigma \mathcal{Y}_{12}\,\mathcal{Y}_{23}} \sum_{pq=12}^{31} (Y_{12}^{pq} - Y_{31}^{pq})\, Z_{e(pq)}^{rs}, \tag{103}$$

în care

$$\mathcal{Y}_{12} = Y_{12}^{12} - Y_{12}^{23} - Y_{12}^{31} + Y_{23}^{31}. \tag{104}$$

Elementele se cunosc în impedanțe. Trei impedanțe conectate în triunghiu și cu impedanțe mutuale sînt echivalente cu sistemul a trei impedanțe conectate în stea, fără impedanțe mutuale

$$Z_{10} = \frac{\mathcal{Z}_{12}\,\mathcal{Z}_{31}}{\mathcal{Z}_{\Delta 0}} - Z_{31}^{23}, \tag{105}$$

în care

$$\mathcal{Z}_{12} = Z_{12}^{12} + Z_{12}^{23} + Z_{12}^{31} \;; \quad \mathcal{Z}_{\Delta 0} = \mathcal{Z}_{12} + \mathcal{Z}_{23} + \mathcal{Z}_{31}. \tag{106}$$

e. *Teorema transformării stea-poligon.* Generalizînd teorema transformării stea-triunghi, prin aplicarea transformării echivalente [φ], de forma (54), se stabilește: un sistem de elemente active conectate în stea, cu cuplaje interne și externe, este echivalent cu structura poligonal completă, cu elemente active, fără cuplaje interne dar cu cuplaje externe. Elementul activ (ij) este complet determinat prin mărimile: $E_{ij}, U_{ij}, I_{ij}, Z_{ij}$, și $Z_{e(ij)}^{rs}$ exprimate în funcție de mărimile structurii stelate: E_{i0}, U_{i0}, I_{i0}, Z_{i0}^{i0}, Z_{i0}^{j0} prin

$$U_{ij} = U_{i0} - U_{j0} \tag{107}$$

$$E_{ij} = E_{i0} - E_{j0} \tag{108}$$

$$I_{ij} = \left[\frac{y_{i0}\, y_{j0}}{y_{\lambda 0}} - Y_{i0}^{j0} \right] \sum_{k=1}^{n} (Z_{i0}^{k0} - Z_{j0}^{k0})\, I_k \tag{109}$$

$$Y_{ij}^{ij} = \frac{1}{Z_{ij}^{ij}} = \frac{\mathcal{Y}_{i0}\,\mathcal{Y}_{j0}}{\mathcal{Y}_{\lambda 0}} - Y_{i0}^{j0} \tag{110}$$

$$Z_{e(ij)}^{rs} = Z_{e(i0)}^{rs} - Z_{e(j0)}^{rs} \tag{111}$$

în care

$$\mathcal{Y}_{i0} = \sum_{k=1}^{n} Y_{i0}^{k0} \; ; \; \mathcal{Y}_{\lambda 0} = \sum_{i=1}^{n} \mathcal{Y}_{i0} = \sum_{ik=1}^{n} Y_{i0}^{k0} . \tag{112}$$

APLICAȚII

a. *Formula de recurență a generatorului echivalent.* Fie rețeaua R_{pn} de forma poligonului complet, cu n noduri, în care s-au numerotat conexiunile: 1, 2,..., h,..., n. Presupunînd că pentru determinarea rețelei $R_{p(n-h)}$, s-au transfigurat succesiv nodurile: 1,2,..., h, fie $Z_{ij}^{(h)}$ impedanța elementului (ij) după contractarea structurii stelate (h). Forța electromotoare $E_{ij}^{(h)}$ și impedanța $Z_{ij}^{(h)}$ au valorile

$$E_{ij}^{(h)} = \frac{Z_{ij}^{(h-1)} Z_0^{(h-1)} \left(E_{ih}^{(h-1)} - E_{jh}^{(h-1)} \right) + Z_{ih}^{(h-1)} Z_{jh}^{(h-1)} E_{ij}^{(h-1)}}{Z_{ij}^{(h-1)} Z_0^{(h-1)} + Z_{jh}^{(h-1)} Z_{hi}^{(h-1)}} \tag{113}$$

$$Z_{ij}^{(h)} = \frac{Z_{ij}^{(h-1)} Z_{hj}^{(h-1)} Z_{hi}^{(h-1)}}{Z_{ij}^{(h-1)} Z_0^{(h-1)} + Z_{jh}^{(h-1)} Z_{hi}^{(h-1)}} . \tag{114}$$

Evident că în prealabil, se exprimă elementele rețelei în admitanțe $[Y] = [Z]^{-1}$ după care se aplică formulele (107).

b. *Reducerea schemelor monofilare a generatoarelor cu conexiune radială.* În lucrările clasice se indică expresia generatorului echivalent a unei conexiuni radiale, numai în regim trifazat și simetric. Pentru cazul

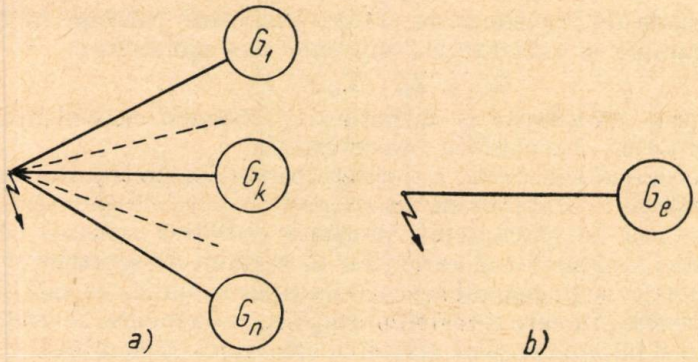


Fig. 6. — Scheme monofilare a generatoarelor.

general al regimului dezechilibrat, teoremele de transformare, permit stabilirea formulelor de echivalență:

— un sistem de n generatoare dezechilibrate și cu conexiunea fazelor în stea, montate în paralel (fig. 6*a*), este echivalent cu generatorul cu conexiunea fazelor în triunghi (fig. 6*b*) avînd parametrii

$$E_{12} \frac{\sum_{K}^{n} \left(E_{10}^{k} - E_{20}^{k}\right) Y_{12}^{k}}{\sum_{k}^{n} Y_{12}^{k}} \tag{115}$$

$$U_{12} = U_{10}^{k} - U_{20}^{k} \tag{116}$$

$$I_{12} = \sum_{k} I_{12}^{k} \tag{117}$$

$$Y_{12} = \sum_{k}^{n} Y_{12}^{k} \tag{118}$$

și analoagele;

— un sistem de n generatoare dezechilibrate și cu conexiunea fazelor în triunghi, montate în paralel, este echivalent cu generatorul cu conexiunea fazelor în triunghi

$$E_{12} = \frac{\Sigma\, E_{12}^{k}\, Y_{12}^{k}}{\Sigma\, Y_{12}^{k}} \tag{119}$$

$$U_{12} = U_{12}^{k} \tag{120}$$

$$I_{12} = \sum_{k}^{n} I_{12}^{k} \tag{121}$$

$$Y_{12} = \sum_{k}^{n} Y_{12}^{k}. \tag{122}$$

Formulele de transformare (115)—(122) sînt valabile în măsura în care impedanțele și admitanțele mutuale sînt simetrice;

$$Z_{ik} = Z_{ki}\,; \quad Y_{ik} = Y_{ki}$$

înțelegînd prin impedanțe și admitanțe, mărimile echivalente, inclusiv linia presupusă cu dezechilibru, raportări etc.

c. *Scurtcircuite în rețele.* Aplicarea teoremelor de transformare, poate simplifica calculul curenților de scurtcircuit în rețelele electrice. Determinarea curentului de scurtcircuit, pretinde stabilirea schemei echivalente și a repartiției tensiunilor și curenților în regimul de scurtcircuit. În regimurile asimetrice și în general la scurtcircuitele monofazice sau bifazice cu punere la pămînt, în care intervin cuplaje între elemente, metodele clasice sînt limitate și impun deobicei aplicarea calculului cu coordonate simetrice. Teoremele de transformare operează direct cu mărimile rețelei, eliminînd descompunerea acestora după coordonatele simetrice și pot fi utilizate de la caz la caz.

d. *Contracția rețelelor electrice.* Fiind dată o rețea electrică cu n noduri și cu elemente active și cuplate, se poate determina șirul de rețele

echivalente cu rețeaua dată, $R_{(n-p)}$, avînd $(n-p)$ noduri, $p = 1, 2, \ldots,$ $(n-2)$, și cîte un element conectat între două noduri. Rețelele $R_{(n-p)}$ sînt din acest punct de vedere rețele de contracție. Problema contracției rețelelor electrice, privită sub aspectul determinării prin transfigurări succesive a influenței rețelei asupra elementului de referință (ij), este problema inversă a sintezei rețelelor, în care răspunsul tranzitoriu de dipol (ij) este identic cu impedanța operațională a rețelei contractate. Teoremele de transformare pot fi utilizate cu succes în soluționarea problemelor de sinteză, a rețelelor.

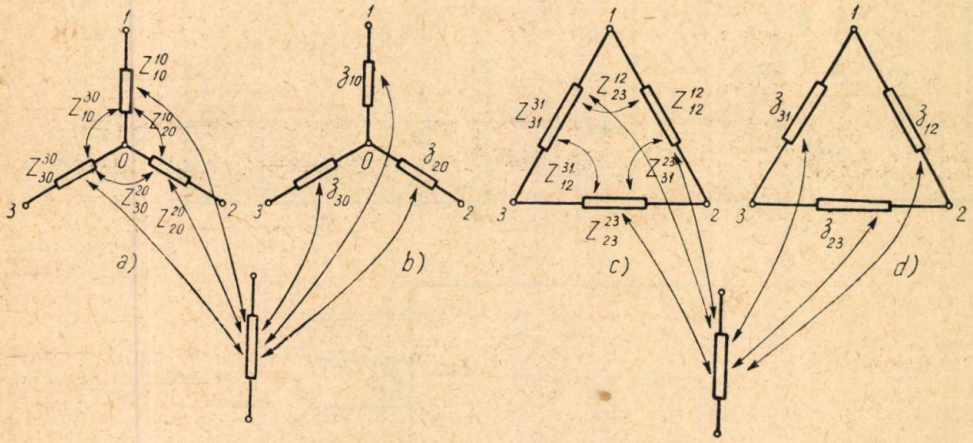


Fig. 7. — Structuri echivalente.

e. *Structuri echivalente.* Trei elemente conectate în stea cu impedanțele proprii Z_{10}^{10}, Z_{20}^{20}, Z_{30}^{30}, și mutuale Z_{10}^{20}, Z_{20}^{30}, Z_{30}^{10}, figura 7*a*, sînt identice cu elementele echivalente (fig. 7*b*), fără cuplaje, avînd impedanțele proprii : $\mathfrak{Z}_{10}$, $\mathfrak{Z}_{20}$, $\mathfrak{Z}_{30}$;

$$\mathfrak{Z}_{10} = Z_{10}^{10} - Z_{10}^{20} - Z_{10}^{30} + Z_{20}^{30} \; ; \quad \mathfrak{Z}_{20} = Z_{20}^{20} - Z_{20}^{30} - Z_{20}^{10} + Z_{30}^{20}$$
$$\mathfrak{Z}_{30} = Z_{30}^{30} - Z_{30}^{10} - Z_{30}^{20} + Z_{10}^{30}$$

Trei elemente conectate în triunghi, cu admitanțele proprii Y_{12}^{12}, Y_{23}^{23}, Y_{31}^{31}, și mutuale Y_{12}^{23}, Y_{23}^{31}, Y_{31}^{12}, figura 7*c* sînt identice cu elementele echivalente (fig. 7*d*), fără cuplaje, avînd

$$\mathfrak{Y}_{12} = Y_{12}^{12} - Y_{12}^{23} - Y_{12}^{31} + Y_{23}^{31} \; ; \quad \mathfrak{Y}_{23} = Y_{23}^{23} - Y_{23}^{31} - Y_{23}^{12} + Y_{31}^{12}$$
$$\mathfrak{Y}_{31} = Y_{31}^{31} - Y_{31}^{12} - Y_{31}^{23} + Y_{12}^{23}.$$

f. *Pasivizarea multipolilor liniari activi și schemele echivalente.* În structura internă a rețelei (fig. 2*a*), fiecare din cele m conexiuni libere, poate fi considerată ca centrul unei structuri stelate de impedanțe, și indiferent de cuplaje, se poate transfigura în structura poligonală. Succesiv, pot fi suprimate toate conexiunile libere, obținîndu-se o structură care conține elemente active conectate numai între bornele accesibile (fig. 8*a*) adică poligonul complet de elemente cu n vîrfuri. Exteriorizînd sursele

de curent, se obțin schemele echivalente din figura 8*c* și *b*, pentru varianta surselor de curent respectiv varianta f.e.m. Metoda pasivizării topologice prezintă avantajul, că determină totodată și structura internă a poligonului echivalent.

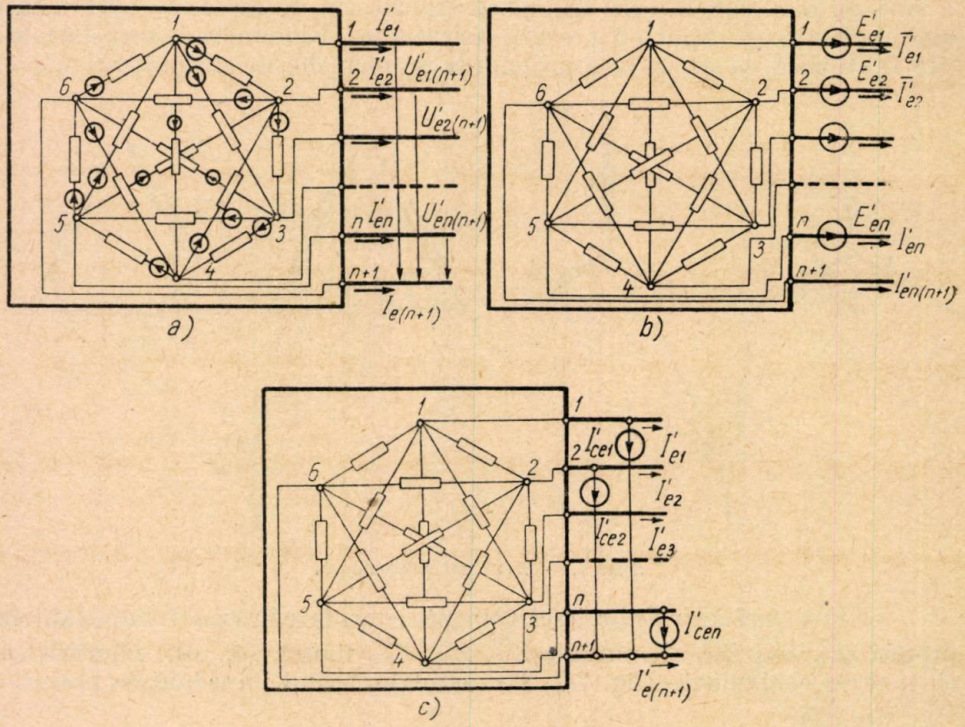


Fig. 8. — Schemele echivalente ale multipolilor.

g. *Condițiile de realizabilitate ale multipolilor.* Pentru multipolii pasivi, ecuația (14), devine

$$[U'_e] = [Z'_e][I'_e], \tag{123}$$

respectiv ecuația dual̆ a generatoarelor de curent

$$[I'_{ce}] = [Y'_e][U'_e], \tag{124}$$

adică

$$\begin{aligned}
U'_{e1} &= Z'_{e11} I'_{e1} + Z'_{e12} I'_{e2} + \ldots + Z'_{e1k} I'_{ek} + \ldots Z'_{e1n} I'_{en} \\
U'_{e2} &= Z'_{e21} I'_{e1} + Z'_{e22} I'_{e2} + \ldots + Z'_{e2k} I'_{ek} + \ldots Z'_{e2n} I'_{en} \\
&\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots \\
U'_{ek} &= Z'_{ek1} I'_{e1} + Z'_{ek2} I'_{e2} + \ldots + Z'_{ekk} I'_{ek} + \ldots Z'_{ekn} I'_{en} \\
&\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots \\
U'_{en} &= Z'_{en1} I'_{e1} + Z'_{en2} I'_{e2} + \ldots + Z'_{enk} I'_{ek} + \ldots Z'_{enn} I'_{en}
\end{aligned} \tag{125}$$

și

$$\begin{aligned}
I'_{e1} &= Y'_{e11}\,U'_{e1} + Y'_{e12}\,U'_{e2} + \ldots + Y'_{e1k}\,U'_{ek} + \ldots + Y'_{e1n}\,U'_{en}\\
I'_{e2} &= Y'_{e21}\,U'_{e2} + Y'_{e22}\,U'_{e2} + \ldots + Y'_{e2k}\,U'_{ek} + \ldots + Y'_{e2n}\,U'_{en}\\
&\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\\
I'_{ek} &= Y'_{ek1}\,U'_{e1} + Y'_{ek2}\,U'_{e2} + \ldots + Y'_{ekk}\,U'_{ek} + \ldots + Y'_{ekn}\,U'_{en}\\
&\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\\
I'_{en} &= Y'_{en1}\,U'_{e1} + Y'_{en2}\,U'_{e2} + \ldots + Y'_{enk}\,U'_{ek} + \ldots + Y'_{enn}\,U'_{en}
\end{aligned} \tag{126}$$

Pentru ca sistemele (125), (126) să reprezinte multipolul pasiv cu $(n+1)$ accese, trebuie ca în ambele ecuații, coeficienții primei diagonale Z'_{kk}, Y'_{kk}, respectiv Z'_{kj}, Y'_{kj}, să fie impedanțe sau admitanțe aparente de intrare, respectiv impedanțe și admitanțe aparente de transfer. De asemenea formele patratice ale puterii active, trebuie să fie pozitiv definite

$$P = \sum_{jk=1}^{n} (Re\ Z'_{ejk})\, I'_{ej} I'^{*}_{ek} > 0, \tag{127}$$

$$P = \sum_{jk=1}^{n} (Re\ Y'_{ejk})\, U'_{ej} U'^{*}_{ek} > 0. \tag{128}$$

Sistemul circuitelor din (125)—(126), se poate transforma în sistemul circuitelor distincte ale rețelei reduse la forma canonică [2], în care expresiile puterilor (127—128) devin

$$P = \sum_{j}^{n} (Re\ Z''_{ejj})\, I''^{2}_{j} > 0, \tag{129}$$

$$P = \sum_{j}^{n} (Re\ Y''_{ejj})\, U''_{j} > 0, \tag{130}$$

impedanțele Z''_{ejj} și admitanțele Y''_{ejj} ale rețelei reduse fiind date de

$$Z''_{ejj} = \frac{\Delta^{(\bar{Z})}_{j-1,\,j-1}}{\Delta^{(\bar{Z})}_{jj}} \;;\; Y''_{ejj} = \frac{\Delta^{(\bar{Y})}_{j-1,\,j-1}}{\Delta^{(\bar{Y})}_{jj}}, \tag{131}$$

în care s-a notat cu Δ_{jj}, minorul principal de ordin j din matricile: $[Z']$, $[Y']$

$$[Z'_e] = \begin{bmatrix} Z'_{e11}, & Z'_{e12}, \ldots, & Z'_{e1k}, \ldots, & Z'_{e1n} \\ Z'_{e21}, & Z'_{e22}, \ldots, & Z'_{e2k}, \ldots, & Z'_{e2n} \\ \ldots & \ldots & \ldots & \ldots \\ Z'_{ek1}, & Z'_{ek2}, \ldots, & Z'_{ekk}, \ldots, & Z'_{ekn} \\ \ldots & \ldots & \ldots & \ldots \\ Z'_{en1}, & Z'_{en2}, \ldots, & Z'_{enk}, \ldots, & Z'_{enn} \end{bmatrix}; [Y'_e] = \begin{bmatrix} Y'_{e11}, & Y'_{e12}, \ldots, & Y'_{e1k}, \ldots, & Y'_{e1n} \\ Y'_{e21}, & Y'_{e22}, \ldots, & Y'_{e2k}, \ldots, & Y'_{e2n} \\ \ldots & \ldots & \ldots & \ldots \\ Y'_{ek1}, & Y'_{ek2}, \ldots, & Y'_{ekk}, \ldots, & Y'_{ekn} \\ \ldots & \ldots & \ldots & \ldots \\ Y'_{en1}, & Y'_{en2}, \ldots, & Y'_{enk}, \ldots, & Y'_{enn} \end{bmatrix} \tag{132}$$

Condițiile (129—130) sînt verificate pentru orice valori ale curenților I''_{ej} și tensiunilor U''_{ej} dacă

$$Re\, Z''_{ejj} > 0\,;\ Re\, Y''_{ejj} > 0$$

și deci condițiile de realizabilitate sînt

$$\left(Re\ \Delta^{(Z)}_{jj}\right) > 0\,;\ \left(Re\ \Delta^{(Y)}_{jj}\right) > 0 \tag{133}$$

De exemplu, pentru ca sistemul

$$U'_1 = Z'_{11} I'_1 + Z'_{12} I'_2 + Z'_{13} I'_3$$
$$U'_2 = Z'_{21} I'_1 + Z'_{22} I'_2 + Z'_{23} I'_3$$
$$U'_3 = Z'_{31} I'_1 + Z'_{32} I'_2 + Z'_{33} I'_3$$

să reprezinte ecuațiile tetrapolului (adică tabloul coeficienților să reprezinte impedanțele aparente de intrare și transfer), trebuie ca

$$Re\,(Z'_{11}) > 0\,;\ \begin{vmatrix} Re\, Z'_{11}, & Re\, Z'_{12} \\ Re\, Z'_{21}, & Re\, Z'_{22} \end{vmatrix} > 0\,;\quad \begin{vmatrix} Re\, Z'_{11}, & Re\, Z'_{12}, & \mathrm{Re}\ Z'_{13} \\ Re\, Z'_{21}, & Re\, Z'_{22}, & \mathrm{Re}\ Z'_{23} \\ Re\, Z'_{31}, & Re\, Z'_{32}, & \mathrm{Re}\ Z'_{33} \end{vmatrix} > 0$$

și analog în admitanțe :

$$Re\,(\overline{Y}'_{11}) > 0\,;\ \begin{vmatrix} Re\ \overline{Y}'_{11}, & Re\ \overline{Y}'_{12} \\ Re\ \overline{Y}'_{21}, & Re\ \overline{Y}'_{22} \end{vmatrix} > 0\,;\ \begin{vmatrix} Re\, Y'_{11}, & Re\, Y'_{12}, & Re\, Y'_{13} \\ Re\, Y'_{21}, & Re\, Y'_{22}, & Re\, Y'_{23} \\ Re\, Y'_{31}, & Re\, Y'_{32}, & Re\, Y'_{33} \end{vmatrix} > 0$$

Pentru cuadripol

$$U'_1 = Z'_{11} I'_1 + Z'_{12} I'_2$$
$$U'_2 = Z'_{21} I'_1 + Z'_{22} I'_2$$

rezultă condițiile

$$Re\, Z'_{11} > 0\,;\ \begin{vmatrix} Re\, Z'_{11}, & Re\, Z'_{12} \\ Re\, Z'_{21}, & Re\, Z'_{22} \end{vmatrix} > 0$$

(cunoscute în literatură sub numele de condiții Vaulot și stabilite pe alte considerații).

Observație. Formulele de transformare stea-poligon și triunghi-stea au fost demonstrate pentru structuri cu cuplaje simetrice. Se poate verifica însă, că valabilitatea lor se extinde, de exemplu la transformarea stea-triunghi a structurilor în care cuplajele verifică relația

$$(Z^{20}_{10} - Z^{10}_{20}) + (Z^{30}_{20} - Z^{20}_{30}) + (Z^{10}_{30} - Z^{30}_{10}) = 0$$

ОБЩИЕ ТЕОРЕМЫ ПРИВЕДЕНИЯ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ СЕТЕЙ

КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ

Дается решение вопроса приведения электрических сетей относительно системы доступов, причем доказываются теоремы преобразования для активных сетей с присоединенными элементами. В первой части работы устанавливаются основные уравнения открытых сетей, соответственно функционал, который преобразует многополюсник с n доступами в множество систем, где для различных внутренних структур сохраняется наружный режим.

Во второй части работы доказываются теоремы преобразования структур с типичными соединениями и указываются практические применения, где могут произойти сокращения электрических сетей.

ОБЪЯСНЕНИЕ РИСУНКОВ

Рис. 1. — Приведение электрических сетей.
Рис. 2. — Электрическая сеть с n доступами.
Рис. 3. — Последовательная структура с активными и соединенными элементами.
Рис. 4. — Параллельная структура с активными и соединенными элементами.
Рис. 5. — Преобразование — звездочка-треугольник.
Рис. 6. — Схема генераторов с одним проводом.

LES THÉORÈMES GÉNÉRAUX DE RÉDUCTION DES RÉSEAUX ÉLECTRIQUES

RÉSUMÉ

L'auteur donne, dans ce travail, la solution du problème de la réduction des réseaux électriques, par rapport à un système d'accès, et il démontre, à ces fins, les théorèmes de transfiguration pour réseaux actifs, à éléments couplés. Dans la première partie du travail, on établit les équations matricielles fondamentales des réseaux ouverts, respectivement la fonctionnelle $[\varphi]$, qui transforme le multipôle à n accès, en la variété de schémas où, pour différentes structures intérieures, on conserve le régime extérieur.

La seconde partie du travail donne la démonstration des théorèmes de transformation des structures à connexions typiques et on y indique les applications dans lesquelles interviennent les contractions des réseaux électriques.

EXPLICATION DES FIGURES

Fig. 1. — Réduction des réseaux électriques.
Fig. 2. — Réseau électrique à n accès.
Fig. 3. — Structure-série à éléments actifs et couplés.
Fig. 4. — Structure parallèle à éléments actifs et couplés.
Fig. 5. — Transformation étoile — triangle.
Fig. 6. — Schémas monofilaires des générateurs.

BIBLIOGRAFIE

1. TORBERN LAURENT, *Vierpoltheorie und frequenztransformation*, Berlin (1956).
2. C. I. MOCANU, *O teoremă de calcul matricial în studiul rețelelor electrice*. Studii și cercetări de energetică **V**, *4*, 473 (1956).

O NOUĂ SCHEMĂ DE AMPLIFICATOR ELECTRONIC DE CURENT ALTERNATIV SENSIBIL LA FAZĂ *)

DE

D. N. NESTORESCU

În sistemele automate sînt foarte mult întrebuinţate amplificatoarele sensibile la fază.

Aceste aparate se numesc astfel, deoarece mărimea lor de ieşire depinde nu numai de amplitudinea mărimii de intrare, ci şi de faza ei. De aceea, anoda tuburilor amplificatoare se alimentează şi cu o componentă de curent alternativ, de aceeaşi frecvenţă cu tensiunea ce atacă grila, a cărei fază serveşte drept etalon.

Întrucît în literatură, pînă în prezent nu au fost studiate sistematic aceste amplificatoare, ne propunem a elabora un studiu care să-i cuprindă. Vom studia schemele cele mai complexe ale acestor amplificatoare, prin particularizare deducîndu-se schemele mai simple.

Amplificatoarele sensibile la fază sînt de două feluri: la unele se întrebuinţează componenta de curent alternativ a mărimii de ieşire — amplificatoare de curent alternativ, sensibile la fază, la altele se întrebuinţează componentă de curent continuu a mărimii de ieşire — amplificatoare de curent continuu, sensibile la fază.

Amplificatoarele de curent alternativ, sensibile la fază, se prezintă schematic ca în figura 1.

Principiul de funcţionare a celor două tuburi este următorul:

Dacă tensiunea de pe grilă, aplicată la transformatorul de grilă, este în fază cu tensiunea de alimentare, aplicată la transformatorul anodic, atunci tubul T_1 funcţionează iar T_2 nu funcţionează. Astfel, rămîn active numai braţele AD şi BC ale punţii reprezentate în figura 1. În braţele AC şi BD va circula numai curentul de magnetizare, pe care îl considerăm neglijabil. În acest caz, curentul va trece prin diagonala punţii de la D la C.

*) Lucrare comunicată la cea de-a II-a consfătuire pe ţară asupra automatizărilor industriale de la 5—8 iunie 1957.

Dacă tensiunea de pe grilă este în opoziție de fază cu tensiunea de alimentare, atunci va funcționa tubul T_2 și T_1 va fi tăiat. În acest caz rămîn active brațele AC și BD ale punții, iar curentul va circula de la C la D, adică în sens invers sensului anterior.

Dacă defazajul tensiunii aplicată pe grilă, față de tensiunea de pe placă, este de $\pi/2$, atunci puntea va fi echilibrată și între punctele CD nu va circula nici un curent.

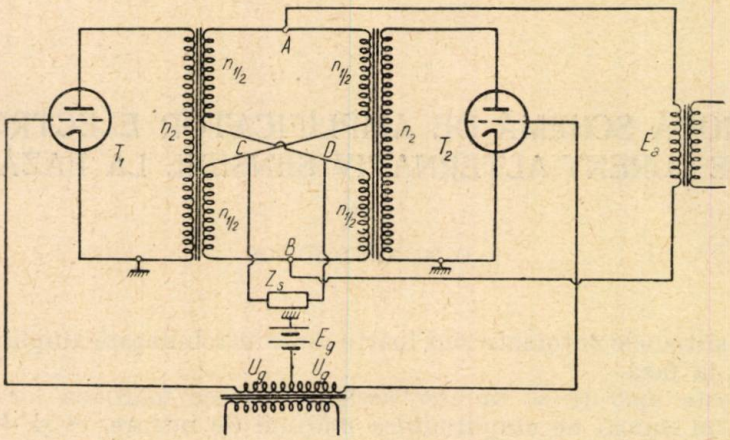


Fig. 1. — Amplificatorul sensibil la fază de curent alternativ.

La montajul din figura 1, se pot aduce următoarele obiecții :

a) În momentul cînd tensiunea de atac ajunge la valori mari pozitive, curentul de grilă ar putea lua valori apreciabile, astfel că puterea de atac ar crește foarte mult. Dacă se introduce o rezistență de grilă, care ar fi calculată astfel încît să se stabilească un regim dinamic, în care tensiunea grilă-catodă să se mențină aproximativ la valoarea zero, curentul de grilă ar putea scădea de cîteva zeci de ori. Pe de altă parte, așa cum se va arăta mai departe, aceasta nu ar micșora curentul anodic prea mult, deci puterea de ieșire va scădea cu foarte puțin, distorsiunile fiind mai mici.

b) Datorită faptului că tubul electronic este un element neliniar, trecerea curentului prin tub are loc numai o parte din perioadă, de aceea va prezenta un raport de armonice important, care pe lîngă faptul că produc pierderi inutile, ar putea perturba serios aparatul comandat ca în cazul comenzii unui servomotor bifazat.

Pentru a remedia acest inconvenient am propus montajul arătat în figura 2.

După cum se poate observa fiecare parte a amplificatorului funcționează în ambele alternanțe, astfel încît vom avea curent pe întreaga perioadă. În felul acesta, armonicile se micșorează foarte mult.

Schema echivalentă pentru două secțiuni I și II sau III și IV se prezintă astfel (fig. 3).

Impedanța echivalentă văzută între punctele *1—2* este

$$R_i\left(\frac{n_1}{n_2}\right)^2 + j\left[\frac{2Z'_R\, Z'_x\, R_i\left(\frac{n_1}{n_2}\right)^2}{Z'^2_R + Z'^2_x} + x_1\right]. \qquad (1)$$

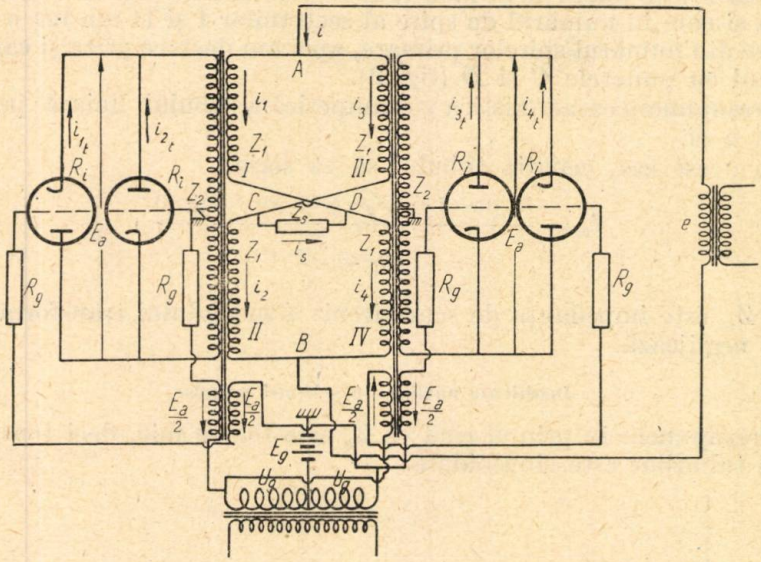


Fig. 2. — Montaj de funcționare îmbunătățită de amplificator sensibil la fază de curent alternativ.

În această formulă

$$Z'_R = \frac{k^2\omega^2 L_1^2 R_p}{R_p^2 + \omega^2 k^2 L_1^2}, \qquad (2)$$

$$Z'_x = \frac{\omega k L_1 R_p^2}{R_p^2 + \omega^2 k^2 L_1^2}, \qquad (3)$$

$$x_1 = (1 - k)\,\omega L_1 = \omega L_{10}.$$

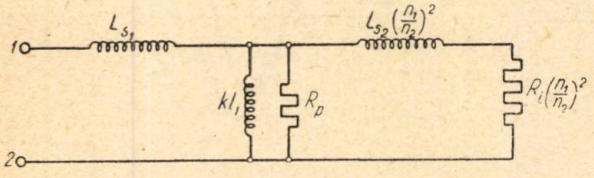


Fig. 3. — Schema echivalentă a transformatorului median.

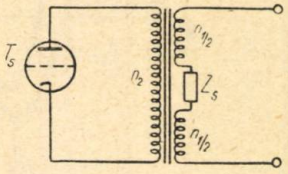


Fig. 4. — Prezentarea echivalentă a secțiunilor I și II.

Pentru a ajunge la formula (1), am neglijat pe $x_2 = \omega L_2 - k\omega L_1$ față de Z'_x, ceea ce revine a spune că $\omega L_2 < k\omega L_1$.

Dacă vom considera secțiunile I și II ele se vor prezenta ca în figura 4, în care Z_s este impedanța de sarcină în cazul că secțiunile III și IV nu funcționează.

De aici rezultă că pe fiecare secțiune I și II se reflectă jumătate din impedanța ce se va reflecta pe secțiunea I + II, deoarece numărul de spire total n este împărțit în mod egal pe cele două secțiuni. Totul se prezintă ca și cum în numărul de spire al secțiunilor I și II am lua o priză la jumătate din numărul spirelor primare, apoi am desface priza și capetele ei le-am uni cu punctele C și D (fig. 2).

Presupunem caracteristica voltamperică a tubului liniară pe partea pozitivă a ei.

În acest caz, ecuația tubului se va scrie

$$i_a = \frac{E_a \sin \omega t - \mu E_g + \mu U_g \sin (\omega t \pm \varphi)}{R_i + \frac{Z_{sc}}{2}}, \qquad (4)$$

în care Z_{sc} este impedanța de scurtcircuit a secundului transformatorului care se neglijează.

Justificare analitică a schemei propuse

Presupunem în primul rînd că Z_s este foarte mic, deci tensiunea la bornele tuburilor este sinusoidală.

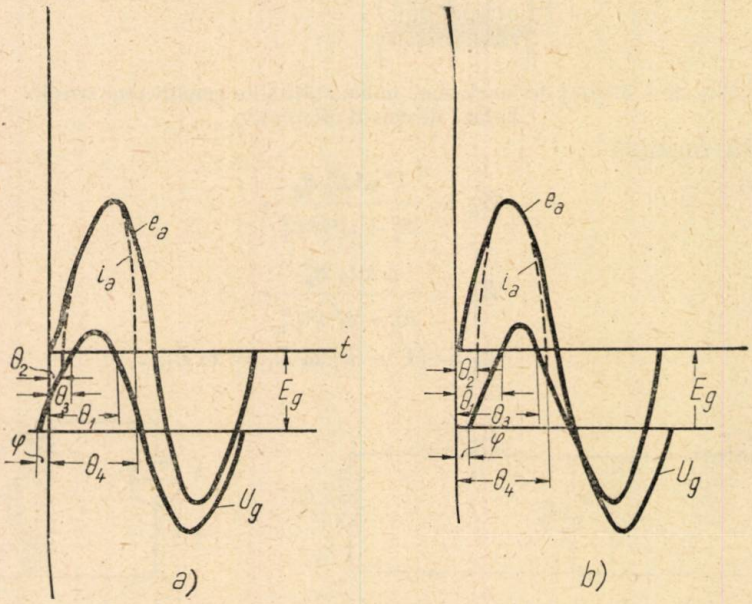


Fig. 5. — Reprezentarea curentului de placă pentru diferite defazaje ale tensiunii de grilă.

În acest caz, curentul de placă la un defazaj, în urmă sau înainte, este reprezentat în figura 5.

Unghiurile θ_1 și θ_3 au următoarea expresie.

În cazul defazajului înainte al tensiunii de grilă față de tensiunea de placă vom avea (fig. 5 *a*)

$$\mu U_g \sin(\theta'_1 + \varphi) - \mu E_g = 0,$$

$$\theta'_1 = \text{arc sin}\frac{E_g}{U_g} - \varphi. \tag{5}$$

În cazul defazajului în urmă (fig. 5 *b*)

$$\mu U_g \sin(\theta_1 - \varphi) - \mu E_g = 0,$$

$$\theta_1 = \text{arc sin}\frac{E_g}{U_g} + \varphi. \tag{6}$$

Unghiurile θ_3 sînt date de expresia

$$\theta_3 = \pi - \theta'_1,$$
$$\theta'_3 = \pi - \theta_1. \tag{7}$$

Unghiul θ_2 este dat de expresia :

Pentru cazul cînd $\varphi < \frac{\pi}{2}$ și defazaj în urmă

$$\sin\theta_2 = \frac{1}{(E_a + \mu\ U_g \cos\varphi)^2 + \mu^2 U_g^2 - \mu^2 U_g^2 \cos^2\varphi} \times$$
$$\times \Big\{ \mu E_g (E_a + \mu U_g \cos\varphi) +$$
$$+ \Big\{ \mu^2 E_g^2 (E_a + \mu\ U_g \cos\varphi)^2 - [(E_a + \mu U_g \cos\varphi)^2 +$$
$$+ \mu^2 U_g^2 - \mu^2 U_g^2 \cos\varphi]\ (\mu^2 E_g^2 - \mu^2 U_g^2 +$$
$$+ \mu^2 U_g^2 \cos^2\varphi)\Big\}^{1/2}\Big\}. \tag{8}$$

Pentru cazul cînd $\varphi > \frac{\pi}{2}$, notînd $\psi = \varphi - \frac{\pi}{2}$ atunci θ_2 este dat de relația

$$E_a \sin\theta'_2 + \mu\ U_g \cos(\theta'_2 + \varphi) - \mu E_g = 0,$$

în care

$$\theta_2 = \frac{\pi}{2} + \theta'_2$$

deci :

$$\sin\theta'_2 = \frac{1}{(E_a + \mu U_g \sin\ \psi)^2 + \mu^2 U_g^2 - \mu^2 U_g^2 \sin^2\psi} \times$$
$$\times \Big\{ \mu E_g (E_a + \mu U_g \sin\psi) + \Big\{ \mu^2 E_g^2 (E_a + \mu U_g \sin\ \psi)^2 -$$
$$- [(E_a + \mu U_g \sin\psi)^2 + \mu^2 U_g^2 - \mu^2\ U_g^2 \sin^2\psi]$$
$$(\mu^2 E_g^2 - \mu^2 U_g^2 + \mu^2 U_g^2 \sin^2\psi)\Big\}^{1/2}\Big\} \tag{8'}$$

Pentru cazul defazajului înainte și $\varphi < \frac{\pi}{2}$ rezultă

$$\sin\theta_2''' = \frac{1}{(E_a + \mu U_g \sin\varphi)^2 + \mu^2 U_g^2 - \mu^2 U_g^2 \sin^2\varphi} \times$$
$$\times \Big\{ \mu E_g (E_a + \mu U_g \sin\varphi) \Big\{ \mu^2 E_g^2 (E_a + \mu U_g \sin\varphi)^2 -$$
$$- [(E_a + \mu U_g \sin\varphi)^2 + \mu^2 U_g^2 - \mu^2 U_g^2 \sin^2\varphi]$$
$$(\mu^2 E_g^2 - \mu^2 U_g^2 + \mu^2 U_g^2 \sin^2\varphi\Big\}^{1/2}\Big\} \qquad (8'')$$

Pentru $\varphi > \frac{\pi}{2}$

$$\sin\theta_2'' = \frac{1}{(E_a + \mu U_g \cos\psi)^2 + \mu^2 U_g^2 - \mu^2 U_g^2 \cos^2\psi} \times$$
$$\times \Big\{ \mu E_g (E_a + \mu U_g \cos\varphi) + \Big\{ \mu^2 E_g^2 (E_a + \mu U_g \cos\varphi)^2 -$$
$$- [(E_a + \mu U_g \sin\varphi)^2 + \mu^2 U_g^2 - \mu^2 U_g^2 \sin^2\varphi]$$
$$(\mu^2 E_g^2 - \mu^2 U_g^2 + \mu^2 U_g^2 \sin^2\varphi)\Big\}^{1/2}\Big\}. \qquad (8''')$$

Unghiurile θ_4 sînt date de expresia :
Pentru cazul defazajului în urmă

$$\sin(\theta_4'' + \theta_0) = \frac{1}{(E_a - \mu U_g \sin\varphi)^2 + \mu^2 U_g^2 - \mu^2 U_g^2 \sin^2\varphi} \times$$
$$\times \Big\{ \mu E_g (E_a - \mu U_g \sin\varphi) + \Big\{ \mu^2 E_g^2 (E_a - \mu U_g \sin\varphi)^2 -$$
$$- [(E_a - \mu U_g \sin\varphi)^2 + \mu^2 U_g^2 - \mu^2 U_g^2 \sin^2\varphi]$$
$$(\mu^2 E_g^2 - \mu^2 U_g^2 + \mu^2 U_g^2 \sin^2\varphi)\Big\}^{1/2}\Big\} \qquad (9)$$

în care $\theta_4 = \frac{\pi}{2} + \theta_4''$ și θ_0 este unghiul de deschidere pentru $\varphi = 180°$.

Se observă că domeniul de utilizare este între $\varphi = \frac{\pi}{2}$ și

$$\varphi = \text{arc sin} \frac{b^2 (A^2 + b^2 - 1)}{2Ab},$$

în care $A = \frac{E_a}{\mu E_g}$ și $b = \frac{U_g}{E_g}$.

Pentru cazul defazajului înainte

$$\theta_4' = \pi - \theta_4.$$

În aceste expresii

$$\theta_2'' = \pi - \theta_2^{IV}, \qquad (10)$$

$$\theta_2^{IV} = \frac{\pi}{2} - \theta_2'''. \qquad (10')$$

Înlocuind în (10′) pe θ_2''' cu expresia

$$\theta_2''' = \pi - \theta_2' = \frac{\pi}{2} - \theta_2 \qquad (10'')$$

rezultă

$$\theta_2^{IV} = \theta_2.$$

În toate aceste calcule, valorile pentru unghiuri ce rezultă mai mari decît π se vor lua egale cu π.

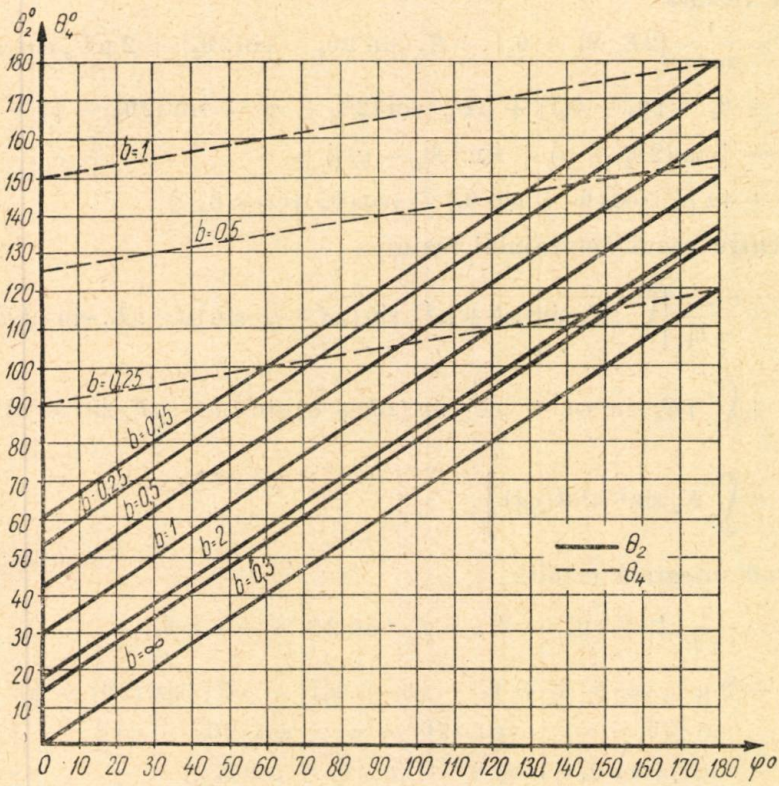


Fig. 6. — Reprezentarea unghiului de deschidere θ_2 și de închidere θ_4 în funcție de defazajul φ.

În figura 6 sînt reprezentate unghiurile θ_2 și θ_4 în funcție de φ.

Tuburile reprezintă, după cum știm, o rezistență echivalentă a cărei valoare variază în funcție de unghiurile de deschidere θ_1, θ_2, θ_3 și θ_4, deci în funcție de unghiul φ.

Pentru a arăta aceasta, vom calcula valoarea componentei fundamentale a curentului.

Pentru cazul defazajului în urmă

$$I_1 = \frac{2}{\pi}\left[\int_{\theta_2}^{\theta_1} \frac{E_a \sin^2 \omega t + \mu U_g \sin(\omega t - \varphi) \sin \omega t - \mu E_g \sin \omega t}{R_i} d(\omega t) + \right.$$

$$+ \int_{\theta_3}^{\theta_4} \frac{E_a \sin^2 \omega t + \mu U_g \sin(\omega t - \varphi) \sin \omega t - \mu E_g \sin \omega t}{R_i} d(\omega t) +$$

$$\left. + \int_{\theta_1}^{\theta_3} \frac{E_a \sin^2 \omega t}{R_i} d(\omega t)\right], \qquad (11)$$

de unde rezultă

$$I_1 = \frac{1}{2\pi R_i}\{2E_a(\theta_4 - \theta_2) - E_a(\sin 2\theta_4 - \sin 2\theta_2) + 2\mu U_g \cos\varphi[\theta_1 +$$

$$+ \theta_4 - (\theta_2 + \theta_3)] + \mu U_g\{\sin(2\theta_2 - \varphi) + \sin(2\theta_3 - \varphi) -$$

$$- [\sin(2\theta_1 - \varphi) + \sin(2\theta_4 - \varphi)]\} +$$

$$+ 4\mu E_g[(\cos\theta_1 + \cos\theta_4) - (\cos\theta_2 + \cos\theta_3)]\}. \qquad (11')$$

Pentru cazul defazajului înainte:

$$I_1 = \frac{2}{\pi R_i}\left[\int_{\theta_4'}^{\theta_3'} [E_a \sin^2\omega t + \mu U_g \sin(\omega t + \varphi) \sin\omega t - \mu E_g \sin\omega t] d(\omega t) + \right.$$

$$+ \int_{\theta_1'}^{\theta_2''} [E_a \sin^2\omega t + \mu U_g \sin(\omega t + \varphi) \sin\omega t - \mu E_g \sin\omega t] d(\omega t) +$$

$$\left. + \int_{\theta_3'}^{\theta_1'} E_a \sin^2 \omega t\, d(\omega t)\right]. \qquad (12)$$

Efectuînd integrala rezultă

$$I_1 = \frac{2}{2\pi R_i}\{2E_a(\theta_2'' - \theta_4') - E_a(\sin 2\theta_2'' - \sin 2\theta_4') -$$

$$- 2\mu U_g \cos\varphi[\theta_3' + \theta_2'' - (\theta_1' + \theta_4')] + \mu U_g\{\sin(2\theta_1' + \varphi) +$$

$$+ \sin(2\theta_4' + \varphi) - [\sin(2\theta_3' + \varphi) + \sin(2\theta_2'' + \varphi)]\} +$$

$$+ 4\mu E_g[\cos\theta_3' + \cos\theta_2'' - (\cos\theta_1' + \cos\theta_4')]\}. \qquad (12')$$

Ţinînd seama că $\theta_2'' = \pi - \theta_2$; $\theta_1' = \pi - \theta_1$; $\theta_4' = \pi - \theta_4$; $\theta_3' = \pi - \theta_3$ vom găsi

$$I_1 = \frac{1}{2\pi R_i}\{2E_a(\theta_4 - \theta_2) - E_a(\sin 2\theta_4 - \sin 2\theta_2) - 2\mu U_g \cos\varphi[\theta_1 +$$

$$+ \theta_4 - (\theta_2 + \theta_3)] + \mu U_g\{\sin(2\theta_3 - \varphi) + \sin(2\theta_2 - \varphi) -$$

$$- [\sin(2\theta_1 - \varphi) + \sin(2\theta_4 - \varphi)]\} + 4\mu E_g[\cos\theta_1 + \cos\theta_4 -$$

$$- (\cos\theta_3 + \cos\theta_2)]\}. \qquad (12'')$$

Să justificăm oportunitatea alegerii montajului propus de noi. În toate calculele vom presupune defazajul în urmă, calculele pentru defazajul înainte, după cum ușor se poate observa, duc la aceleași concluzii.

a) Dacă nu am fi introdus rezistență pe grilă, expresia curentului, neținînd seama de curenții de grilă, ar fi următoarea:

$$I_1 = \frac{1}{2\pi|R_i} \{2E_a(\theta_4 - \theta_2) - E_a(\sin 2\theta_4 - \sin 2\theta_2) + 2\mu U_g \cos\varphi\,(\theta_4 - \theta_2) +$$
$$+ \mu U_g [\sin(2\theta_2 - \varphi) - \sin(2\theta_4 - \varphi)] + 4\mu E_g (\cos\theta_4 - \cos\theta_2)\}.$$

Unghiurile θ_1 cu θ_3 și θ_2 cu θ_4 negăsindu-se la mare diferență, rezultă că pentru cazul cînd avem situată pe grilă o rezistență, calculată în modul

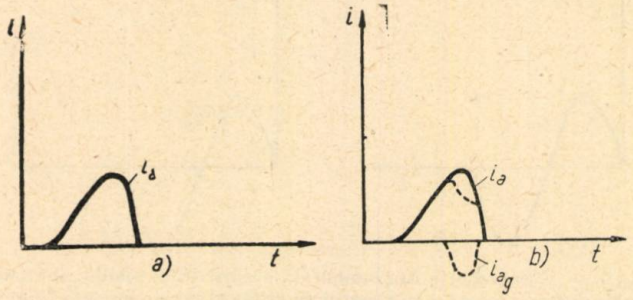


Fig. 7.— Curenții anodici cînd nu ținem seama de curenții de grilă (*a*) și cînd ținem seama de curenții de grilă (*b*).

arătat, principalul termen din croșetă este $2E_a(\theta_4 - \theta_2)$. Cînd nu avem rezistență pe grilă, deoarece $\theta_4 > \frac{\pi}{2}$ și $\cos\theta_4 < 0$ din termenul de mai sus se scade termenul $4\mu E_g(\cos\theta_2 - \cos\theta_4)$. Iată deci că atunci cînd nu ținem seama de curenții de grilă, fundamentala curentului anodic este numai cu maximum 50 % mai mare (cînd pe grilă nu se găsește rezistența arătată), decît atunci cînd montajul este prevăzut cu o asemenea rezistență.

Dacă vom ține seama de curenții de grilă, atunci situația se prezintă ca în figura 7.

În figura 7 *a* avem impulsul curentului anodic dacă nu ținem seama de curenții de grilă, iar în figura 7 *b*, impulsul curentului anodic dacă ținem seama de curenții de grilă. Curentul anodic ce se scade din cauza apariției curentului de grilă, este reprezentat punctat în regiunea negativă. La aceasta corespunde diagrama din figura 8 pentru curentul fundamental.

În figura 8 *a* este reprezentată componenta fundamentală presupunînd că nu avem curent de grilă, iar în figura 8 *b*, fundamentala curentului ce se scade din curentul anodic, deoarece apar curenții de grilă. Componenta fundamentală are valoarea maximum-maximorum egală cu cea care rezultă neținînd seama de curenții de grilă, deoarece scăderea curentului anodic nu poate fi niciodată sub valoarea zero; deci, în cel mai rău caz, cînd valoarea fundamentală a curentului ce se scade din curentul anodic este în fază cu valoarea fundamentală a curentului anodic rezultată, fără a ține seamă de curentul de grilă, componenta funda-

mentală ar avea de trei ori valoarea celei care rezultă cînd nu ținem seamă de curentul de grilă.

Curentul de grilă fiind micșorat de cîteva zeci de ori, iar curentul fundamental anodic necrescînd decît de maximum trei ori, urmează că factorul de amplificare $\frac{1/2\ I_{1s}\ U_{1s}}{1/2\ I_{1g}\ U_{1g}}$ crește de multe ori față de cazul cînd nu avem rezistență pe grilă *).

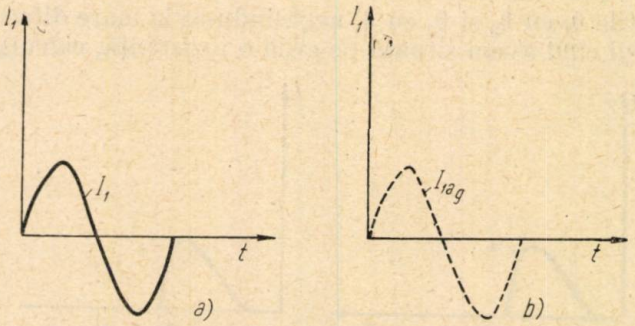


Fig. 8. — Componenta fundamentală a curentului anodic, în cazul cînd nu ținem seamă de curentul de grilă (*a*) și componența fundamentală a curentului ce se scade din curentul anodic (*b*).

b) Vom examina acum problema distorsiunilor. Pentru aceasta vom calcula armonicile care apar atît în cazul cînd avem rezistență pe grilă, cît și în cazul cînd ea lipsește.

În primul caz

$$I_n = \frac{2}{\pi R_i}\left\{\frac{E_a}{n+1}\sin(n+1)\,\theta_4 - \frac{E_a}{n-1}\sin(n-1)\theta_4 - \right.$$
$$-\left[\frac{E_a}{n+1}\sin(n+1)\,\theta_2 - \frac{E_a}{n-1}\sin(n-1)\,\theta_2\right] +$$
$$+\frac{\mu U_g}{n-1}\sin[(n-1)\,\theta_1 + \varphi] - \frac{\mu U_g}{n+1}\sin[(n+1)\,\theta_1 - \varphi] +$$
$$+\frac{\mu\, U_g}{n-1}\sin[(n-1)\,\theta_4 + \varphi] - \frac{\mu\, U_g}{n+1}\sin[(n+1)\,\theta_4 - \varphi] -$$
$$-\left\{\frac{\mu\, U_g}{n-1}\sin[(n-1)\,\theta_2 + \varphi] - \frac{\mu\, U_g}{n+1}\sin[(n+1)\,\theta_2 - \varphi]\right\} -$$
$$-\left\{\frac{\mu\, U_g}{n-1}\sin[(n-1)\,\theta_3 + \varphi] - \frac{\mu\, U_g}{n+1}\sin[(n+1)\,\theta_3 - \varphi]\right\} +$$
$$\left. +\frac{\mu\, E_g}{n}(\cos n\theta_1 + \cos n\,\theta_4 - \cos n\theta_2 - \cos n\,\theta_3)\right\}. \qquad (13)$$

*) Problema randamentului unui tub este o problemă de non sens în utilizarea acestor montaje. Problema ce se pune este scoaterea de putere maximă dintr-un tub, adică a curentului maxim cu aceeași tensiune. Aceasta se poate realiza mărind pe U_g fără o mărire substanțială a puterii de atac, lucru posibil în cazul montajului propus.

În al doilea caz

$$I_n = \frac{2}{\pi R_i}\left\{\frac{E_a}{n+1}\sin(n+1)\theta_4 - \frac{E_a}{n-1}\sin(n-1)\theta_4 - \right.$$
$$-\left[\frac{E_a}{n+1}\sin(n+1)\theta_2 - \frac{E_a}{n-1}\cdot\sin(n-1)\theta_2\right] +$$
$$+\frac{\mu U_g}{n-1}\sin[(n-1)\theta_4+\varphi] - \frac{\mu U_g}{n+1}\sin[(n+1)\theta_4-\varphi] -$$
$$\left\{\frac{\mu U_g}{n-1}\sin[(n-1)\theta_2+\varphi] - \frac{\mu U_g}{n+1}\sin[(n+1)\theta_2-\varphi]\right\} +$$
$$\left. +\frac{\mu E_g}{n}\cos n\theta_4 - \frac{\mu E_g}{n}\cos n\theta_2\right\}. \tag{14}$$

Observînd că în cazul că avem pe grilă rezistențe primul termen este cel mai important, vom avea pentru cazul cînd pe grilă introducem o rezistență

$$\frac{I_n}{I_1} \leqslant \frac{1}{(n^2-1)\frac{\pi}{2}}. \tag{15}$$

Pentru cazul cînd nu avem rezistență pe grilă devine important și al patrulea termen și atunci

$$\frac{I_n}{I_1} \leqslant \frac{n^2+2n-1}{\left(\frac{\pi}{2}+2\right)n(n^2-1)}. \tag{16}$$

În ambele cazuri, considerăm $\theta_2 = \frac{\pi}{2}$ (cea mai nefavorabilă situație) deci $\theta_4 = \pi$.

Se observă că față de fundamentală, armonicile sînt mult mai importante în cel de-al doilea caz decît în primul.

Pentru comparație, dăm și raportul I_n/I_1 pentru cazul cînd nu avem montaje în contra timp, dar avem rezistență pe grilă

$$\frac{I_n}{I_1} \leqslant \frac{n-1}{\frac{1}{2}+(n-1)\frac{\pi}{2}}. \tag{17}$$

c) Introducerea unei rezistențe de grilă protejează și tubul, deoarece nu permite ca grila să capete potențiale mari pozitive, cînd placa se află la potențiale mici sau negative.

Cele stabilite mai sus sînt valabile cînd tensiunea la bornele tuburilor este sinusoidală.

Se pune problema ce se întîmplă cînd sarcina Z_s nu este foarte mică, deci nu se poate neglija și deci tensiunea pe tub nu este sinusoidală? Pentru aceasta considerăm cel mai favorabil, totodată și ideal caz, acela în care tensiunea anodică este de forma

$$e_a = E_{a_1}\sin\omega t + \sum E_{a_n}\sin(n\omega t + \varphi_n).$$

Cum ne interesează numai raportul dintre armonice și fundamentală, din punct de vedere al amplitudinii, rezultă :

Cazul cu rezistență pe grilă :

$$\frac{I_n}{I_1} \leqslant \frac{\sqrt{2}\left[2 + \sum_{m=2}^{n} \frac{1}{n^2 - m^2} \frac{E_{a_m}}{E_{a_n}}\right]}{(n^2-1)\left[\frac{\pi}{2} + \sum_{m=2}^{n} \frac{1}{n^2 - m^2} \frac{E_{a_m}}{E_{a_1}}\right]} \frac{E_{a_n}}{E_{a_1}}. \tag{15'}$$

Cazul fără rezistență pe grilă

$$\frac{I_n}{I_1} \leqslant \frac{2\left\{\frac{2 + \sum_{m=2}^{n} \frac{E_{a_m}}{E_{a_n}} \frac{1}{n^2 - m^2}}{n^2 - 1} + \frac{1}{n}\right\}}{\frac{\pi}{2} + \sum_{m=2}^{n} \frac{1}{n^2 - m^2} \frac{E_{a_m}}{E_{a_1}}} \frac{E_{a_n}}{E_{a_1}}. \tag{16'}$$

Putem să demonstrăm la fel ca la punctul (a) că factorul de amplificare în putere crește, deoarece $\int_{\theta_2}^{\theta_4} \sum_{n=2}^{n} E_{a_n} \sin(n\omega t + \varphi_n) \sin \omega t \, d(\omega t)$ ne dau în toate cazurile rezultate neglijabile.

Greutatea cea mai mare este de a calcula unghiurile de deschidere θ_2 și θ_4. În acest caz condiția care dă pe θ_2 este

$E_{a_1} \sin \theta_2 + E_{a_1} \cos \theta_2 + \sum E_{a_n} \sin n\,\theta_2 + \sum E_{a_n} \cos n\,\theta_2 + \mu\, U_g \cos(\theta_2 - \varphi) - \mu\, E_g = 0.$

Cum $\sin 2\,\theta_2 = 2 \sin \theta_2 \cos \theta_2$.

$\cos 2\,\theta_2 = (\cos^2 \theta_2 - \sin^2 \theta_2) - 2 \sin^2 \theta_2$,

$E_{a_2} \sin 2\,\theta_2 + E_{a_2} \cos 2\theta_2 = E_{a_2} + 2\, E_{a_2} (\sin \theta_2 \cos \theta_2 - \sin^2 \theta_2)$.

Cum θ_2 este mic

$$\sin \theta_2 \cos \theta_2 - \sin^2 \theta_2 = 0.$$

Procedînd astfel și pentru celelalte armonici, condiția care dă pe θ_2 este

$$\sin\theta_2 = \frac{1}{\left(E_{a_2} + \mu\, U_g \cos\varphi)^2 + (\mu U_g \sin\varphi + \sum_{n=1}^{n} E_{a_n}\right)^2} \times$$

$$\times \left\{\left(\mu E_g + \sum_{n=2}^{n} E_{a_n}\right)(E_{a_1} + \mu\, U_g \cos\varphi) + \right.$$

$$+ \left\{\left(\mu E_g + \sum_{n=2}^{n} E_{a_n}\right)^2 (E_{a_1} + \mu U_g \cos\varphi)^2 - \left[(E_{a_1} + \mu U_g \cos\varphi)^2 + \right.\right.$$

$$\left.\left.\left. + \left(\mu U_g \sin\varphi + \sum_{n=1}^{n} E_{a_n}\right)^2\right]\right\}^{1/2}\right\} \tag{8^{IV}}$$

Pe θ_4 îl putem calcula cu formula (9), înlocuind pe μE_g cu $(\mu E_g)_{ech} = \mu E_g + \sum_{n=2}^{n} E_{a_n}$ și pe μU_g cu $(\mu U_g)_{ech} = \mu U_g \sin \varphi + \sum_{n=1}^{n} E_{a_n}$.

În caz că θ_2 este cuprins între 30° și 60°, vom folosi cu aproximație formulele (8) și (9), care dau pe θ_2 și θ_4 în care înlocuim pe

$$(\mu E_g)_{ech} = \mu E_g + \sqrt{2} \sum_{n=2}^{n} E_{a_n} \text{ și } (\mu U_g)_{ech} = \mu U_g \sin \varphi + \sqrt{2} \sum_{n=2}^{n} E_{a_n}.$$

Pentru $60° < \theta_2 < 90°$ vom folosi cu aproximație formulele (8) și (9), care dau pe θ_2 și θ_4 în care înlocuim pe $(\mu E_g)_{ech} = \mu E_g - \sum_{n=2}^{n} E_{a_n}$ și $(\mu U_g)_{ech} = \mu U_g \sin \varphi - \sum_{n=2}^{n} E_{a_n}$.

НОВАЯ СХЕМА ФАЗОЧУВСТВИТЕЛЬНОГО ЭЛЕКТРОННОГО УСИЛИТЕЛЯ ДЛЯ ПЕРЕМЕННОГО ТОКА

КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ

В настоящей работе рассматривается монтажная схема наиболее полного и распространенного фазочувствительного электронного усилителя для переменного тока. Показываются недостатки этой схемы, из-за которых в большинстве случаев она была заменена магнитными усилителями. Эти недостатки следующие: сниженные коэффициенты усиления мощности и большое соотношение гармоник.

Для устранения этих недостатков предлагается монтажная схема двухтактного усилителя, с большим сопротивлением в цепи сетки; доказывается, что с введением новой схемы этот коэффициент значительно улучшается, а соотношение гармоник уменьшается. Остается открытым лишь вопрос максимального использования электронных ламп, который можно решить только опытным путем.

ОБЪЯСНЕНИЕ РИСУНКОВ

Рис. 1. — Фазочувствительный усилитель переменного тока.
Рис. 2. — Монтажная схема улучшенной работы для фазочувствительного усилителя переменного тока.
Рис. 3. — Схема замещения среднего трансформатора.
Рис. 4. — Эквивалентное представление сечений I и IV.
Рис. 5. — Диаграмма анодного тока для различных углов сдвига фаз сеточного напряжения.
Рис. 6. — Диаграмма изменения угла открытия θ_2 и закрытия θ_4 тока, в зависимости от угла сдвига фаз φ.
Рис. 7. — Анодные токи при пренебрежении сеточного тока (*a*) и с учетом сеточного тока (*b*).
Рис. 8. — Основная составляющая анодного тока при пренебрежении сеточного тока и основная составляющая с вычетом тока от анодного тока.

UN NOUVEAU SCHÉMA D'AMPLIFICATEUR ÉLECTRONIQUE DE COURANT ALTERNATIF SENSIBLE À LA PHASE

RÉSUMÉ

Dans le présent travail l'auteur examine un montage d'amplificateur sensible à la phase du courant alternatif, comme étant le plus complet et du meilleur emploi en pratique. Il montre quels sont les défauts de ces montages, défauts qui les ont fait remplacer, pour la plupart des cas, par les amplificateurs magnétiques. Ces défauts sont : un facteur d'amplification en puissance réduit et un grand rapport d'harmoniques.

Pour remédier à ces défauts, on propose un montage en push-pull, à résistances de grille de valeur élevée ; on démontre que, pour celui-là, le facteur d'amplification en puissance est beaucoup amélioré et le rapport d'harmoniques sensiblement réduit. Le problème de l'utilisation maximum des tubes reste ouvert, ne pouvant être résolu d'une façon définitive que par voie expérimentale.

EXPLICATION DES FIGURES

Fig. 1. — Amplificateur sensible à la phase de courant alternatif.

Fig. 2. — Montage de fonctionnement amélioré sur l'amplificateur sensible à la phase de courant alternatif.

Fig. 3. — Schéma équivalent du transformateur médian.

Fig. 4. — Présentation équivalente des sections I et II.

Fig. 5. — Représentation du courant de plaque pour différents déphasages de la tension de grille.

Fig. 6. — Représentation de l'angle d'ouverture θ_2 et de fermeture θ_4, en fonction du déphasage φ.

Fig. 7. — Les courants anodiques lorsqu'on ne tient pas compte des courants de grille (*a*) et lorsqu'on tient compte des courants de grille (*b*).

Fig. 8. — Composition fondamentale du courant anodique lorsqu'on ne tient pas compte de courant de grille (*a*) et composition fondamentale du courant que l'on déduit du courant anodique (*b*).

BIBLIOGRAFIE

1. H. LAUER, R. LESNIK, L. E. MASTON, *Servomechanisms Fundamentals*. Mc. Graw Hill, New York (1947).
2. L. I. BAIDA, *Amplificatori de curent continuu*. Ed. energetică de Stat, București (1955).
3. Н. П. ВАСИЛИЕВА, *Расчет двухтактных магнитных усилителей мощности*. Автоматика и телемеханика, I (1956).

DESPRE BILANȚUL TERMIC *)

DE

D. BUIMOVICI

1. Bilanțul energetic al unui proces tehnic reprezintă transcrierea principiului general de conservare a energiei. Prin efectuarea bilanțului energetic, adică prin consemnarea cu semnul respectiv, a tuturor cantităților de energie (sub orice formă ar apare), referitoare la procesul considerat, se urmăresc în general următoarele :

— determinarea rolului preponderent, în procesul respectiv, al uneia sau mai multor cantități de energie ;

— determinarea repartiției cantităților de energie pe cantități utile sau utilizabile și cantități neutile sau inutilizabile, spre a obține datele necesare pentru a modifica procesul în sensul creșterii raportului dintre energia utilă (utilizabilă) și cea neutilă (inutilizabilă) ;

— determinarea prin calcul a unor cantități de energie, care nu pot fi măsurate din motive tehnice.

În același timp efectuarea bilanțului energetic permite controlul eventualelor erori ce s-au putut strecura la măsurarea cantităților de energie. Bilanțul energetic are o valabilitate generală, putînd fi aplicat oricărui proces tehnic.

2. Bilanțul termic face parte din sfera bilanțurilor energetice : ca noțiune tehnică și științifică a apărut însă anterior bilanțului energetic. Din această cauză, precum și datorită terminologiei neclare sau de-a dreptul eronate, care se mai folosește și astăzi pentru mărimile din teoria căldurii, sfera noțiunii de bilanț termic nu a fost delimitată precis în sfera generală a noțiunii de bilanț energetic. Bilanțurile, care poartă numele de termice, se caracterizează prin aceea, că la procesele la care se referă, transmiterea de energie are loc cu preponderența transferului de căldură, deci în mod dezordonat. Cazanele de abur, schimbătoarele de căldură, instalațiile de uscare ș. a. reprezintă cazuri tipice în care se aplică bilanțul termic. Motorul electric, turbina hidraulică ș. a. constituie cazuri tipice în care se aplică bilanțul energetic, deoarece transmiterea de energie se face în principal în mod ordonat. În definirea bilanțului termic nu intervine natura (mecanică, electrică etc.) cantităților de energie din procesul considerat, fie că acestea servesc la întreținerea procesului, fie că apar sub forma utilă.

Între bilanțul energetic și cel termic nu există deosebiri nete, de fond sau metodologice, ci doar bazate pe tradiție și pe domeniu de aplicare. De aceea, o seamă de autori evită termenul de bilanț termic și folosesc în toate cazurile termenul de bilanț energetic.

---

*) Lucrare prezentată Institutului de energetică la data de 5 octombrie 1957.

3. Prima operație în efectuarea bilanțului energetic (termic) constă în delimitarea zonei spațiale asupra căreia urmează a se aplica bilanțul. Suprafața închisă, ce mărginește porțiunea de spațiu ce se consideră, este numită suprafața de control. Totalitatea corpurilor ce se găsesc năuntrul suprafeței de control constituie sistemul, care este despărțit prin aceasta de mediul exterior. Trasarea suprafeței de control este liberă, depinzînd de scopul urmărit și de considerente de simplificare a efectuării bilanțului. Unui obiect de cercetat i se poate aplica un bilanț termic (energetic) general, cînd suprafața de control se confundă cu limitele obiectului precum și un mare număr de bilanțuri parțiale, corespunzătoare unor suprafețe de control, care trec prin interiorul obiectului. De exemplu, se pot scrie simultan ecuațiile de bilanț pentru un complex de instalații — centrală de forță — , pentru o instalație — turbogeneratorul — , pentru un agregat — turbina cu gaze — , pentru un element din agregat — camera de ardere a turbinei cu gaze ș. a. m. d. Prin efectuarea de bilanțuri parțiale se obțin date amănunțite pentru studiul întregului complex.

4. Sistemul considerat schimbă energia cu mediul exterior prin suprafața de control. După sensul în care se petrece acest schimb se deosebesc cantități de energie primite de sistem (care intră prin suprafața de control) și cantități de energie cedate de sistem (care ies prin suprafața de control).

În regim nestaționar energia (proprie) sistemului poate crește sau descrește. La efectuarea bilanțului se trec cantitățile de energie luate de sistem și de energie extrase din sistem, specifice regimului nestaționar, ca și cum acestea ar fi provenit dinafara sistemului : energia luată se tratează ca energia cedată, iar energia extrasă ca energia primită. La efectuarea bilanțurilor energetice nu intervine deci cantitatea de energie proprie a sistemului ; în cazul regimului nestaționar intervin doar cantități de energie corespunzătoare variației energiei proprii a sistemului.

Spre deosebire de regimul staționar, pentru care suprafața de control rămîne neschimbată în regim nestaționar de regulă suprafața de control se deformează în timpul procesului, deoarece ea mărginește în fiecare moment cantitatea de substanță ce constituie sistemul considerat ; de exemplu, o cantitate de gaz, cuprinsă într-un cilindru, închis de un piston. Excepție constituie desigur regimurile nestaționare pentru care transformările din sistem au loc la volum constant.

5. În cadrul bilanțurilor termice intervin cel mai frecvent căldura și energia internă, ce vor fi analizate în cele ce urmează.

a) Sistemul poate schimba căldură cu mediul exterior prin conducție, convecție, radiație. Căldura este o mărime de schimb între două sisteme (o modalitate de transmitere a energiei), deci nu poate fi referită la un corp, ci numai la un proces ce are loc între două corpuri. De aceea trebuie ca termeni cum sînt energie termică sau calorică, sau căldura unui corp, să nu apară în terminologia referitoare la bilanțul termic.

b) Între sistem și mediul exterior, în afara schimbului de energie (căldură, lucru mecanic) are loc și schimb de substanță. Cantitățile de substanță ce trec prin suprafața de control aduc sau scot din sistem cantități corespunzătoare de energie internă. În același timp pentru introducerea în sistem sau scoaterea din sistem a unor cantități de substanță este necesară transmiterea către sistem (de la mediul exterior) sau de la sistem (către mediul exterior) a lucrului mecanic de dislocare (egal cu produsul dintre presiune și volum). Pentru simplificarea calculelor s-a introdus o nouă mărime de stare, entalpia (egală cu suma dintre energia internă și lucrul mecanic de dislocare), care ține seama dintr-o dată de ambele schimburi energetice care au loc prin trecerea în sistem sau din sistem a unei cantități de substanță.

În regim nestaționar au loc variații de stare ale sistemului cu variații corespunzătoare ale energiei sale interne. Doar în cazul particular, în care aceste variații de stare au loc la presiune constantă, se va opera cu variații de entalpie în loc de variații de energie internă.

Trebuie să se evite terminologia care folosește expresii cum sînt „căldură sensibilă" și „căldură fizică" ca sinonimi pentru termenul corect de entalpie, deoarece căldura este o mărime de schimb care poate fi referită numai la un proces și nu la o stare, cum este cazul entalpiei. Folosirea termenului de „entalpie sensibilă" este după părerea noastră inoportună, deoarece completarea termenului entalpiei cu calificativul sensibilă poate produce confuzii.

Entalpia vaporilor depinde de temperatură și presiune. Pentru calculul entalpiei unui amestec de gaze și vapori, de temperatura cunoscută, este deci necesar să se determine presiunile parțiale ale componenților și să se stabilească valorile respective ale entalpiilor, care apoi să se adune pentru a obține valoarea entalpiei amestecului de gaze și vapori. Spre a elimina operația determinării presiunilor parțiale se folosește deseori o schemă specială de calcul.

Pentru vaporii din amestecul de gaze-vapori se alege o origină a scării entalpiei, corespunzătoare temperaturii de referință, substanța fiind în stare de vapori. Entalpia vaporilor se citește direct în tabele, construite după această schemă, sau se calculează cu ajutorul căldurii specifice și a diferenței de temperatură față de temperatura de referință, ca și pentru entalpia componenților gazoși ai amestecului. După acest procedeu nu este necesar să se cunoască valoarea presiunii vaporilor, care între limite suficient de largi nu influențează exactitatea calculului.

Această schemă de calcul se aplică în special la apă. Valorile entalpiilor acesteia, luate din tabelele tehnice de proprietăți termodinamice, sînt referite la o origine corespunzătoare stării lichide a apei. Aplicarea schemei de calcul menționate necesită deplasarea originii scări de entalpie, menținîndu-se aceeași temperatură de referință de la starea lichidă la starea de vapori ; pentru acest fapt este necesară introducerea în ecuația de bilanț a unei corecții a valorilor din tabele ale entalpiei apei (solide, lichide sau sub formă de vapori). Această corecție este egală cu căldura de vaporizare a apei la temperatura de referință, indiferent de temperaturile la care apa, în diversele stări de agregare, trece prin suprafața de control.

Această schemă de calcul are următorul corespondent fizic : cantitatea de apă (solidă, lichidă sau sub formă de vapori), ce urmează să intre în sistem, este adusă în stare lichidă și la temperatura de referință prin răcire (încălzire) în schimbătoare de căldură fără pierderi. Cantitatea de căldură schimbată este integral cedată (sau luată) sistemului și este egală cu entalpia apei conform tabelelor uzuale. Aflată la temperatura de referință, apa (lichidă) trece prin suprafața de control, înăuntrul căreia se vaporizează, preluînd pentru aceasta, de la sistem, căldura de vaporizare la temperatura de referință. Vaporii de apă se vor încălzi (sau răci) în alte schimbătoare de căldură fără pierderi, pînă la temperatura cu care în realitate ies prin suprafața de control, cantitatea de căldură schimbată fiind integral cedată sau primită de sistem.

c) Datorită unor condiții special create în interiorul suprafeței de control, între substanțele din sistem pot avea loc reacții chimice. Căldura de reacție a unei reacții chimice depinde și de temperatură. Indiferent de temperatura cu care substanțele trec prin suprafața de control și indiferent de temperatura la care are loc reacția în sistem, în ecuația de bilanț se vor trece valorile căldurilor de reacție corespunzătoare originii scării de temperatură alese. Să considerăm astfel cazul în care trece prin suprafața de control o substanță combustibilă la o anumită temperatură, aer la o altă temperatură și gazele rezultate prin ardere, între care se găsesc și componenți combustibili, la o a treia temperatură. În ecuația de bilanț se vor trece entalpiile substanțelor inițiale și finale, corespunzătoare temperaturilor la trecerea prin suprafața de control, precum și căldurile de reacție pentru substanța combustibilă și componenții combustibili din gazele de ardere, corespunzătoare însă temperaturii de referință.

Căldura de reacție din procesul de ardere în terminologia tehnică se numește putere calorifică. În calculele tehnice se operează în special cu puterea calorifică inferioară, definită pentru cazul în care apa, produsă prin ardere sau inițial existentă în combustibil, se găsește în stare

de vapori în produsele arderii. Folosirea puterii calorifice inferioare în ecuaţia de bilanţ implică adoptarea schemei speciale de calcul al entalpiei vaporilor de apă din produsele arderii (descrisă la punctul *b*), deoarece puterea calorifică inferioară conţine prin definiţie termenul de corecţie pentru apă provenit din deplasarea originii scării de entalpie de la starea lichidă la starea de vapori. În legătură cu aceasta, căldura de vaporizare a apei, ce se scade din puterea calorifică superioară pentru a obţine puterea calorifică inferioară, diferă pentru un acelaşi combustibil, corespunzînd în fiecare caz temperaturii de referinţă ce s-a adoptat la efectuarea bilanţului respectiv.

d) Cum rezultă din paragrafele precedente, originea scării de temperatură prezintă o importanţă covîrşitoare în rezolvarea ecuaţiei de bilanţ. În mod uzual se adoptă în bilanţurile termice punctul 0°C drept temperatură de referinţă (origine a scării de temperatură), deoarece cele mai multe tabele tehnice de proprietăţi termodinamice ale gazelor sînt calculate pentru 0°C. Dacă se alege din anumite considerente, o altă origine, urmează a se referi valorile numerice ale entalpiei, precum şi ale căldurilor de reacţie la schimbarea compoziţiei chimice, la temperatura adoptată ca origine. Schimbarea originii scării temperaturii se justifică prin simplificarea calculelor. Astfel, în cazul în care prin suprafaţa de control trec mai multe substanţe cu aceeaşi temperatură, este indicat să se aleagă această valoare ca origine a temperaturilor, deoarece în felul acesta valorile numerice ale entalpiilor substanţelor respective devin egale cu zero, deci numărul termenilor din calculul bilanţului se micşorează apreciabil.

e) Regimul nestaţionar al unui sistem este caracterizat prin variaţia în timp a parametrilor săi de stare (inclusiv a stării de agregare), a compoziţiei sale chimice sau a masei sale; în ecuaţia de bilanţ apar termenii suplimentari de energie luată şi energie extrasă. Calculul acestor cantităţi de energie, specifice regimului nestaţionar, se efectuează în funcţie de condiţiile reale din interiorul sistemului, spre deosebire de celelalte cantităţi de energie, ce apar în ecuaţia de bilanţ şi care sînt calculate în funcţie de condiţiile de pe suprafaţa de control.

În afara cazului analizat pînă acum, al existenţei regimului nestaţionar datorit exclusiv variaţiei parametrilor de stare şi compoziţiei chimice, masa proprie a sistemului rămînînd însă constantă (sistem termodinamic închis), apar cazuri de regim nestaţionar, datorit variaţiei masei proprii a sistemului (sistem termodinamic deschis), de exemplu cazul unui rezervor de gaze, care se umple sau se goleşte. În astfel de cazuri, în termenul energiei luate sau extrase se va ţine seama atît de variaţia de stare cît şi de variaţia de masă a sistemului.

f) Cînd apar în bilanţurile termice mărimi ca lucrul mecanic, energia electrică, energia cinetică etc., care în mod uzual sînt exprimate în unităţi de măsură specifice, trebuie ca în ecuaţia de bilanţ termic valorile acestor mărimi să apară înmulţite cu un coeficient de transformare, numit în general echivalentul caloric, pentru a se obţine o ecuaţie în aceleaşi unităţi de măsură.

6. În ecuaţia de bilanţ fiecare cantitate de energie va fi trecută cu semnul algebric ce-i revine. Cantităţile de energie ce sînt transmise sistemului fără purtător corporal (căldura, lucrul mecanic — respectiv modalităţile de transmitere de energie) sînt considerate întotdeauna pozitive, fie că sînt primite de sistem, fie că sînt cedate de sistem. În schimb, cantităţile de energie cu purtător corporal pot avea ambele semne, indiferent dacă sînt cedate sau primite de sistem Astfel, energia internă şi entalpia sînt considerate pozitive sau negative, după cum temperatura substanţei este mai înaltă sau mai joasă decît originea scării de temperatură adoptate. Căldura de reacţie este considerată pozitivă pentru reacţii exoterme şi negativă pentru reacţii endoterme. Această convenţie în privinţa semnelor se referă la cantităţile de energie, specifice regimului staţionar. Energia luată şi energia extrasă, specifice regimului nestaţionar, se consideră totdeauna pozitive, ţinînd seama că energie luată se tratează ca energia cedată, iar energia extrasă ca energie primită.

Ecuaţia de bilanţ termic se scrie, plasînd cu semnele respective, toate cantităţile de energie ce sînt primite de sistem (inclusiv energia extrasă) într-un membru al ecuaţiei, în celălalt membru al ecuaţiei fiind trecute cu semnele respective, toate cantităţile de energie cedate de sistem (inclusiv energia luată).

Cantităţile de energie se exprimă în kilocalorii sau în kilojouli şi se raportează la un interval de timp sau la unitatea de cantitate a unei substanţe ce trece prin suprafaţa de control.

7. De cele mai multe ori bilanţul termic se aplică unui proces, generat şi întreţinut pentru obţinerea unui efect util. Cantitatea de energie ce a suferit în sistemul considerat transformarea urmărită se numeşte energie utilă. Prin „pierdere" în cadrul unui bilanţ termic (în regim staţionar) se înţelege părăsirea sistemului, prin suprafaţa de control, a cantităţilor de energie care în sistem nu au suferit transformarea ce s-a urmărit a se efectua. Acest termen nu este corect : în prezent el este însă prea încetăţenit pentru a mai fi eliminat. În schimb, termenul „pierderea de căldură" trebuie să fie folosit doar în cazurile în care într-adevăr sistemul cedează căldură mediului exterior, şi în nici un caz folosit în general pentru celelalte categorii de pierdere.

Grupînd cantităţile de energie (dintr-un bilanţ termic) după natura lor şi efectuînd operaţiile algebrice în cadrul grupurilor astfel formate, se obţin valorile diferitelor pierderi În cadrul unui grup se pot forma subgrupe, localizînd cantităţile de energie de aceeaşi natură după porţiunea de suprafaţă de control prin care trec.

Expresiile pentru calculul pierderilor depind de originea scării de temperatură adoptate. De multe ori originea scării temperaturii se alege astfel, încît expresiile pierderilor să fie cît mai simple.

А. И. ДОЛГИНОВ, *Рзонанс в электрических цепях и системах* (Rezonanța în rețele și sisteme electrice). Госэнергоиздат, Москва, 1957, 327 pag.

Fenomenele de rezonanță apărînd în anumite sisteme electrice, fie în regim normal, fie în regim de avarie, au produs și în trecut mari perturbații în exploatarea sistemelor electrice. O dată cu apariția rețelelor de foarte înaltă tensiune, o dată cu extinderea compensării longitudinale și transversale cu ajutorul condensatoarelor, cazurile în care este posibilă apariția unor fenomene de rezonanță, devin mult mai frecvente. Avînd în vedere complexitatea fenomenelor, legată de necesitatea de a ține seama de comportarea mașinilor electrice la fenomene tranzitorii, de caracteristicile neliniare ale unor elemente ale rețelei, studiul sistematic întocmit de A. I. Dolghinov asupra fenomenelor de rezonanță ce pot apare în sistemele electroenergetice, precum și a condițiilor în care acestea pot apărea, constituie un aport prețios.

Lucrarea cuprinde trei părți privind rezonanța în rețele cu parametrii constanți, rezonanța parametrică și ferorezonanța. În fiecare din aceste părți, primele capitole sînt consacrate rețelelor monofazate, iar ultimele capitole, rețelelor trifazate, în regim simetric și nesimetric.

Metodele folosite sînt : calculul cu mărimi complexe pentru descrierea fenomenelor periodice ; calculul operațional și cu sisteme de coordonate rotitoare pentru determinarea vitezei de creștere a curentului (în cazul rețelelor liniare) și pentru descrierea fenomenelor tranzitorii în mașinile electrice ; descompunerea după axa longitudinală și transversală a mașinii electrice, pentru studiul rezonanței parametrice ; descompunerea în componente simetrice pentru studiul scurtcircuitelor nesimetrice.

Pentru determinarea curbei limită a domeniului de instabilitate se folosesc, în cazul rezonanței parametrice, scheme echivalente în lanț.

În cazul ferorezonanței, stabilitatea oscilațiilor este determinată în planul fazelor pe baza utilizării metodei parametrului mic, dar pentru cazul rețelelor mai complicate se indică și o metodă practică, bazată pe utilizarea amplitudinii complexe și pe delimitarea porțiunilor nestabile ale caracteristicii neliniare a amplitudinii oscilațiilor.

De asemenea este interesantă metoda autorului de a reduce studiul ferorezonanței la studiul stabilității autooscilațiilor parametrice.

Autorul indică metodele de rezolvare atît pentru rețele simple, cît și pentru rețele mai complicate, cu constante repartizate sau cu un număr mare de mașini electrice ; studiul rezonanței parametrice este făcut în cazul mașinilor cu și fără înfășurare de amortizare, în cazul mașinilor cu rotor simetric în regim asincron etc.

Expunerea metodelor de calcul este însoțită de numeroase exemple de calcul, diagrame, date experimentale și oscilograme.

Pe lîngă determinarea zonei de instabilitate, lucrarea mai atinge și o serie de alte probleme, ca determinarea amplitudinii oscilațiilor, ținînd seama de efectul saturației (în cazul rezonanței parametrice) sau probabilitatea apariției ferorezonanței. Din punct de vedere ingineresc, ar fi fost de dorit ca aceste probleme să fie tratate mai pe larg. De asemenea ar fi fost foarte util dacă ar fi fost atinse o serie de alte probleme care interesează, din punct de vedere al aplicațiilor; astfel sînt viteza de creștere a amplitudinii oscilațiilor, panta caracteristicii amplitudinii oscilațiilor în apropiere de valoarea critică a parametrului, probleme care au fost tratate numai în cazul rețelelor cu parametrii constanți, unde rezolvarea este simplă.

În ansamblu, lucrarea lui A. I. Dolghinov tratează problema rezonanței la un nivel științific înalt. Demonstrațiile sînt făcute cu rigurozitatea matematică corespunzătoare și totodată sînt scoase în evidență natura fizică a fenomenelor studiate, caracteristicile lor calitative și cantitative; numeroasele diagrame și interpretările date analizelor teoretice și experimentale efectuate de autor, precum și metodele practice aproximative — nu prea laborioase — indicate de autor, fac ca lucrarea să corespundă necesităților aplicațiilor practice în sistemele electroenergetice.

E. Arie

O nouă publicație de specialitate

Începînd din anul 1958 apare în U.R.S.S., în editura Academiei de Științe a Republicii Socialiste Sovietice Bieloruse, o nouă publicație *Inženerno — fiziceskii jurnal* — Revista de inginerie fizică.

Profilul acestei reviste, schițat în articolul de fond al primului număr, este îndeajuns de larg, cuprinzînd o serie de domenii ale tehnicii; dintre acestea, un număr însemnat se include în preocupările specialiștilor energeticieni. Revista își propune să publice articole originale, recenzii, referate, cronici în legătură cu:

— probleme de fizica arderii, legate atît de instalațiile „clasice", cît și de noua tehnică a rachetelor;

— probleme de schimb de masă și căldură, aplicate în special rachetelor, reactorilor nucleari și celorlalte instalații energetice;

— probleme de termodinamica proceselor ireversibile, pentru crearea unei discipline unitare a transferului de masă și energie;

— probleme de aplicare a unor noi direcții științifice din termotehnică în industria constructoare de mașini; de exemplu, recentele progrese în tehnologia turnării, a tratamentului termic pentru oțeluri, a sudurii, laminării etc.;

— probleme de creare a unor noi materiale cu proprietăți deosebite (oțeluri speciale, semiconductori etc.), precum și a comportării acestora la acțiunea unor agenți externi, ca temperaturi și presiuni foarte joase și foarte înalte, cîmpuri electrice și magnetice, radiații etc.;

— probleme legate de realizarea mașinilor electronice de calculat și de aplicarea acestora la automatizarea proceselor de producție.

De asemenea se vor publica articole referitoare la metodele matematice de rezolvare a problemelor tehnice și fizice, menționate anterior.

O caracteristică a noii publicații va consta în tratarea complexă a problemelor, respectiv din îmbinarea metodelor matematice, a metodelor fizico - experimentale precum și a metodelor inginerești.

Redactorul noii reviste este cunoscutul specialist în problemele de schimb de masă și căldură, acad. A. V. Lîkov.

Din primul număr al revistei menționăm cîteva articole, ce se integrează cu totul în profilul revistei și care prezintă interes deosebit pentru energetică. Din domeniul arderii sînt două articole : *Influența excesului de aer asupra arderii combustibilului praf*, în care se precizează creșterea zonei de ardere la valori mari ale excesului, precum și la valori apropiate de cea teoretică, și *Asupra arderii în curent turbulent*, în care se studiază interacțiunea a două mecanisme frontal și general. Din domeniul hidraulicii este articolul *Rezistența hidraulică a tuburilor rugoase*, în care se analizează formele propuse anterior de autor cu anumite rezultate experimentale.

Alte articole tratează probleme de determinare a coeficienților optici, de recristalizare a unor oțeluri în cîmpurile de înaltă frecvență, de determinare a căldurii specifice a termistorilor, de spectroscopie, de aplicare a polinoamelor lui Laguerre pentru rezolvarea ecuației telegrafiștilor etc.

Fără îndoială că noua revistă va găsi un larg public de cititori.

D. Buimovici

D. BUIMOVICI

În ziua de 11 iunie 1958 a încetat din viață în urma unui accident, inginerul D. Buimovici, candidat în științe tehnice, șeful secției de termoenergetică a Institutului de energetică.

Născut în anul 1926 în București, D. Buimovici a urmat cursurile facultății de mecanică a Institutului Politehnic. Proaspăt absolvent, după un stagiu în producție la uzinele Mao-Tze-Dun, datorită calităților sale este trimis ca bursier al statului în U.R.S.S. unde în anul 1954 susține cu succes teza de disertație *Asupra proprietăților ligniților romînești*. Întors în țară este numit în funcția de șef de sector și apoi șef de secție, la Institutul de energetică.

În această muncă, el pune bazele și organizează activitatea secției de termoenergetică, care datorită lui ajunge o secție fruntașă a Institutului.

Zi de zi, alături de cercetătorii secției, D. Buimovici luptă pentru prestigiul unei termoenergetici naționale. Prin lucrările sale, prin comunicările făcute la Sesiunile Academiei R.P.R., el a adus un aport prețios științei naționale.

Lucrări ca : *Arderea ligniților în strat*, *Proprietățile fizico-chimice ale ligniților romînești*, *Utilizarea morilor ventilator pentru măcinarea ligniților romînești*, au stîrnit un viu interes în rîndurile specialiștilor. În ultima vreme D. Buimovici lucra la introducerea unei noi concepții termodinamice asupra bilanțurilor termice, domeniu în care a avut un aport însemnat.

În plină vigoare tinerească și la începutul carierei sale științifice, D. Buimovici lasă în urma sa o bogată și rodnică activitate științifică, care va rămîne ca un exemplu viu al dăruirii științifice.

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR

Din

STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ

au apărut :

anul I, 1951, 4 n-re (2 n-re duble : nr. 1—2, 5 lei ; nr. 3—4, 4 lei) ;
anul II, 1952 (6 lei) ;
anul III, 1953 (8 lei) ;
anul IV, 1954 (5 lei) ;
anul V, 1955, 4 n-re (2 n-re duble a 5 lei) ;
anul VI, 1956, 4 n-re (nr. 1—2, dublu, 10 lei ; nr. 3 şi 4 a 5 lei) ;
anul VII, 1957, 4 n-re (a 5 lei).

Numerele se pot comanda, direct sau prin poştă, prin
LIBRĂRIA ACADEMIEI R.P.R.
Bucureşti, Calea Victoriei nr. 27.

Numerele curente se găsesc de vînzare la orice librărie ştiinţifică din ţară.

Abonamentele se fac la oficiile poştale, prin factorii poştali şi difuzorii voluntari din întreprinderi şi instituţii.

Pentru străinătate, cererile de numere izolate sau de abonamente se fac prin întreprinderea de stat pentru comerţ exterior „Cartimex" I.S.C.E., str. Aristide Briand nr. 14, sau Căsuţa poştală 134—135, Bucureşti.

Lei 6.—

F 923

KAT

ACADEMIA REPUBLICII POPULARE ROMÎNE
INSTITUTUL DE ENERGETICĂ

STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ

Országos Műszaki Könyvtár TULAJDONA

Institut de Documentare Tehnică
BIBLIOTECA
ОБМЕН - CSERE
VYMIANA - WYMIANA
TAUSCH - CMEHA

2
ANUL VIII
1958

EDITURA ACADEMIEI REPUBLICII POPULARE ROMÎNE

ACADEMIA REPUBLICII POPULARE ROMÎNE
INSTITUTUL DE ENERGETICĂ

MŰSZAKI KÖNYVTÁR ORSZÁGOS 1886

STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ

2

ANUL VIII

1958

EDITURA ACADEMIEI REPUBLICII POPULARE ROMÎNE

COMITETUL DE REDACȚIE:

ACADEMICIAN I. S. GHEORGHIU — *redactor responsabil;*
ACADEMICIAN C. BUDEANU; M. BERCOVICI, membru corespondent al Academiei R.P.R.; M. MARINESCU, membru corespondent al Academiei R.P.R.; C. DINCULESCU, membru corespondent al Academiei R.P.R.; A. AVRAMESCU, membru corespondent al Academiei R.P.R.; R. RĂDULEȚ, membru corespondent al Academiei R.P.R; C. APETREI; G. BĂRĂNESCU.

STUDII ȘI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ
APARE DE 4 ORI PE AN
Redacția: Șos. Vitan nr. 236. BUCUREȘTI

ACADEMIA REPUBLICII POPULARE ROMÎNE
INSTITUTUL DE ENERGETICĂ

STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ

Tomul VIII, nr. 2 1958

SUMAR

ENERGETICĂ GENERALĂ Pag.

ALEXANDRU SZMUK şi ANTOANETA SOCI, Perspectivele intervenţiei energiei nucleare în dezvoltarea energeticii în R.P.R. 163
ADRIAN DUMITRESCU, MARIUS ELEFTERESCU şi ŞTEFAN KOVACS, Contribuţii la stabilirea dinamicii consumurilor energetice 183

TERMOENERGETICĂ

D. BUIMOVICI, Randamentul termic, termodinamic şi exergetic al instalaţiilor termoenergetice 195
D. BÎCLEŞANU, I. CARABOGDAN şi F. WESTFRIED, Nomograme pentru calculul proceselor de ardere în focare industriale 205
N. ANTONESCU, Asupra schemelor de circulaţie la cazanul Vuia 219

TEHNOLOGIA COMBUSTIBILILOR SOLIZI

I. BLUM, FR. BOLCHI şi G. MUSCA, Încercări de ameliorare a calităţilor brichetelor din ligniţi, fără liant, prin tratamente termice 229
I. BLUM, FR. BOLCHI, B. BERCOVICI şi E. KRAFT, Studii privind carboxireactivitatea cocsurilor fabricate din huile din R.P.R. 243
I. BLUM, FR. BOLCHI, R. HELLER şi D. STANCU, Surse termoenergetice din sud-estul ţării. III. Cercetări privind posibilităţile de valorificare a derivatelor de la carbonizarea parţială a stufului : ape pirolignoase, gudron şi gaze 257

ELECTROENERGETICĂ

G. V. MIHNEVICI, Reglarea automată a excitaţiei generatorului sincron ca mijloc de îmbunătăţire a stabilităţii 273
MIHU BÎRGĂUANU, Factorul optim de acoperire a pasului polar la selsinuri generatoare şi motoare 287

NOTE 299

RECENZII 313

EDITURA ACADEMIEI REPUBLICII POPULARE ROMÎNE

ACADÉMIE DE LA RÉPUBLIQUE POPULAIRE ROUMAINE
INSTITUT D'ÉNERGÉTIQUE

ÉTUDES ET RECHERCHES D'ÉNERGÉTIQUE

Tome VIII, no 2 1958

SOMMAIRE

ÉNERGÉTIQUE GÉNÉRALE Page

ALEXANDRU SZMUK et ANTOANETA SOCI, Les perspectives de l'intervention de l'énergie nucléaire dans le progrès de l'énergétique de la République Populaire Roumaine 163

ADRIAN DUMITRESCU, MARIUS ELEFTERESCU et ŞTEFAN KOVACS, Contribution à l'étude de la dynamique des consommations d'énergie . . 183

THERMOÉNERGÉTIQUE

D. BUIMOVICI, Le rendement thermique, thermodynamique et exergétique des installations thermoénergétiques 195

D. BÎCLEŞANU, I. CARABOGDAN et F. WESTFRIED, Nomogrammes de calcul des processus de combustion dans les foyers industriels 205

N. ANTONESCU, Les schémas de circulation dans la chaudière Vuia 219

TECHNOLOGIE DES COMBUSTIBLES SOLIDES

I. BLUM, FR. BOLCHI et G. MUSCA, Essais d'amélioration par des traitements thermiques de la qualité des briquettes de lignite sans liant 229

I. BLUM, FR. BOLCHI, B. BERCOVICI et E. KRAFT, Etudes sur la carboxyréactivité des cokes de houille fabriqués dans la République Populaire Roumaine 243

I. BLUM, FR. BOLCHI, R. HELLER et D. STANCU, Sources thermoénergétiques dans le Sud-Est de la République Populaire Roumaine. III. Recherches sur les possibilités de mise en valeur des dérivés résultant de la carbonisation partielle des roseaux : eaux pyroligneuses, goudron et gaz 257

ÉLECTROÉNERGÉTIQUE

G.V. MIHNEVICI, Le réglage automatique de l'excitation du générateur synchrone, en tant que moyen d'améliorer la stabilité 273

MIHU BÎRGĂUANU, Le meilleur facteur de dépassement de l'intervalle polaire des selsines génératrices et motrices 287

NOTES 299

COMPTES RENDUS 313

ÉDITIONS DE L'ACADÉMIE DE LA RÉPUBLIQUE POPULAIRE ROUMAINE

АКАДЕМИЯ РУМЫНСКОЙ НАРОДНОЙ РЕСПУБЛИКИ
ИНСТИТУТ ЭНЕРГЕТИКИ

ТРУДЫ И ИССЛЕДОВАНИЯ ПО ЭНЕРГЕТИКЕ

Том VIII, № 2 1958

СОДЕРЖАНИЕ

ОБЩАЯ ЭНЕРГЕТИКА Стр.

АЛЕКСАНДРУ СМУК и АНТУАНЕТА СОЧИ, Перспективы влияния ядерной энергии на ход развития энергетики в РНР 163

АДРИАН ДУМИТРЕСКУ, МАРИУС ЭЛЭФТЕРЕСКУ и ШТЕФАН КОВАЧ, К установлению динамики энергетического потребления 183

ТЕРМОЭНЕРГЕТИКА

Д. БУЙМОВИЧ, Термический, термодинамический и эксергетический к. п. д. теплосиловых установок 195

Д. БЫКЛЕШАНУ, И. КАРАБОГДАН и Ф. ВЕСТФРИД, Номограммы для расчета процессов горения в промышленных топках 205

Н. АНТОНЕСКУ, О схеме циркуляции в котле „Вуя" 219

ТЕХНОЛОГИЯ ТВЕРДОГО ТОПЛИВА

И. БЛЮМ, Ф. БОЛКИ и Г. МУСКА, Опыт улучшения качества лигнитовых брикетов, изготовленных без связывающего, путем термической обработки 229

И. БЛЮМ, Ф. БОЛКИ, Б. БЕРКОВИЧ и Е. КРАФТ, Исследование карбоксиреактивности кокса, изготовленного из румынских каменных углей 243

И. БЛЮМ, Ф. БОЛКИ, Р. ХЕЛЛЕР и Д. СТАНКУ, Новые теплоэнергетические источники на юго-востоке страны. III. Исследование по использованию смол, газов и пиролигнозных вод от частичной карбонизации камыша 257

ЭЛЕКТРОЭНЕРГЕТИКА

Г. В. МИХНЕВИЧ, Автоматическое регулирование возбуждения синхронного генератора как средство повышения устойчивости . . . 273

МИХУ БЫРГЭУАНУ, Оптимальный коэффициент покрытия полюсного шага в сельсинах — генераторах и двигателях 287

ЗАМЕТКИ 299

РЕЦЕНЗИИ 313

ИЗДАТЕЛЬСТВО АКАДЕМИИ РУМЫНСКОЙ НАРОДНОЙ РЕСПУБЛИКИ

PERSPECTIVELE INTERVENȚIEI ENERGIEI NUCLEARE ÎN DEZVOLTAREA ENERGETICII ÎN R.P.R.*)

DE

ALEXANDRU SZMUK și ANTOANETA SOCI

1. Descoperirea căilor de folosire a energiei nucleare în scopuri pașnice deschide un cîmp larg de dezvoltare energeticii și tehnicii în general.

De la o descoperire științifică și pînă la extinderea în economie a aplicațiilor ei practice, trebuie parcurs un drum greu și de lungă durată. Introducerea și extinderea în economie a unor descoperiri științifice depind în principal de doi factori și anume : obiectul la care se referă să răspundă unei necesități economice și soluția tehnică găsită să fie economic superioară soluțiilor tehnice existente.

Punerea în funcțiune a primei centrale atomo-electrice din lume în iunie 1954 în U.R.S.S., precum și realizările ce au urmat în țările industriale avansate, au dovedit că producerea de energie pe baza nucleară este posibilă din punct de vedere tehnic. Fiind vorba însă de începuturile aplicării industriale a unei noi descoperiri științifice, tehnica mondială nu a putut stabili încă tipurile optime de centrale atomoelectrice, iar investițiile specifice pe kW instalat și prețul de cost al kWh sînt mai mari decît cele intervenind în cazul centralelor electrice cu combustibili clasici.

Problema care se pune deci este aceea, *cînd* și în ce *condiții* va interveni energia nucleară în balanța energetică a diferitelor țări. Această problemă interesează în mod deosebit și țara noastră, în plină dezvoltare industrială. De aceea, este necesar ca problema intervenției noii surse în balanța noastră energetică să fie studiată. Pentru aceasta mai trebuie să ținem seama și de faptul că crearea de centrale atomoelectrice necesită o întreagă bază atomoenergetică, o serie de ramuri noi ale industriei atomice. Pentru noi, ca și pentru orice țară mică, se ridică problema : care din aceste ramuri pot fi create în țară, și pentru care din ele este mai oportun să ne bazăm pe import.

În prima parte a studiului de față, se prezintă, pe baza materialelor documentare străine, stadiul, din punct de vedere economic, al problemei

*) Lucrare prezentată Institutului de energetică la data de 7 mai 1957.

folosirii noii surse la producerea de energie. Se studiază tendințele de evoluție a principalilor indici economici ai centralelor atomoelectrice, prețul de cost al kWh și investițiile specifice pe kW instalat pentru a se stabili cînd și în ce condiții se poate aștepta ca indicii centralelor atomoelectrice să poată concura și chiar să fie mai favorabili decît aceia ai centralelor electrice clasice.

În partea a doua a studiului, se fac unele considerații și propuneri privind perspectivele folosirii în scopuri energetice a energiei nucleare în R.P.R., ținînd seama de stadiul problemei pe scară mondială precum și de condițiile specifice economice și tehnice ale țării noastre.

1.1 În ultimii 100 de ani, consumul mondial de energie brută din surse comerciale de energie *) a crescut între anii 1860 și 1953 de la $1{,}1 \times 10^9$ MWh la $23{,}4 \times 10^9$ MWh, ceea ce corespunde unei cote medii de creștere anuală de 3,25% [3]. Această creștere nu s-a produs uniform, ci se pot distinge perioade de creștere continuă și de stagnare [1].

O altă caracteristică a consumului mondial de energie este inegala sa repartiție geografică: astfel, Americii de Nord, U.R.S.S. și țărilor dezvoltate din Europa le revine 77,5% din energia consumată pe plan mondial în anul 1952, deși ele însumează doar 28% din populația globului [3].

1.2. Structura consumului de energie brută din punctul de vedere al ponderii surselor energetice comerciale și necomerciale a fost în continuă schimbare în decursul timpului. Astfel, ponderea surselor comerciale în acoperirea cererilor mondiale de energie a înregistrat un ritm rapid de creștere, procentul lor intervenind în 1953 cu 83,7%, față de 27,4% în 1860 [2]. Ținînd seama de această tendință, în balanțele de lungă perspectivă sursele necomerciale nu se mai iau în considerație.

Analizînd structura părții consumului de energie satisfăcută de sursele comerciale de energie, se pot surprinde unele aspecte și anume: acest consum crește mult mai repede decît consumul de energie brută în general; creșterea consumului de energie din surse comerciale se realizează pe baza creșterii consumului de cărbune inferior, petrol, gaze naturale, energie hidroelectrică.

În tabela 1 se redau cotele medii anuale de creștere a consumului diferiților purtători de energie, calculate pentru perioada 1948—1953.

Tabela 1

Creșterea medie anuală a consumului de energie [3], [4]

Perioada	Antracit, huilă %	Cărbune brun %	Țiței %	Gaze naturale %	Energie hidro-electrică %	Total surse prim. %	Energie electrică %
1948—1953	1,0	8,4	7,1	10,3	8,6	4,0	3,6

*) Noțiunile de surse comerciale și necomerciale de energie sînt întrebuințate ca în rapoartele prezentate la Geneva [1], [2]. Sursele comerciale de energie cuprind combustibilii solizi, lichizi, gazoși și energia hidroelectrică, iar prin surse necomerciale de energie se înțeleg lemnele pentru încălzit, lemnele pentru gazogene, turbă, deșeurile forestiere și alți combustibili vegetali.

Din ultima coloană a tabelei 1 se distinge creșterea consumului de energie electrică pe această perioadă. Din literatură [1], [2], se vede că în ultimele decenii (1930—1953) procentul consumului de energie electrică față de totalul consumului de energie brută din surse comerciale a crescut de aproape trei ori. Cu toată ponderea mică din punct de vedere cantitativ, energia electrică are o tendință de creștere din ce în ce mai mare.

1.3. Analiza consumului de energie pe o perioadă de 100 de ani în urmă a avut ca scop observarea anumitor tendințe în ceea ce privește creșterea consumului, în vederea estimării cerințelor de energie pentru următorii 50 de ani.

La stabilirea necesarului de energie în perspectivă, s-a utilizat o metodă „globală" [1], [2], [4], prin care s-a ajuns la un minimum de cerințe de energie brută pentru anul 2000 evaluat la $7{,}5 \times 10^9$ t.c.c. (tone combustibil convențional) (60×10^9 MWh); în legătură cu acoperirea acestui necesar de energie brută s-a presupus că resursele existente vor contribui astfel [5]:

— cărbunii inferiori vor interveni cu 2 miliarde t.c.c., dată rezultată din valoarea extracției anuale, amplificată cu 0,5% anual (număr ce reprezintă ritmul de creștere anuală a extracției);

— resursele hidraulice vor participa cu 1 miliard t.c.c., fapt ce presupune ca aproximativ 25% din rezervele totale practic amenajabile să fie amenajate;

— restul de 4,5 miliarde t.c.c. urmează să fie furnizate de petrol și gaze naturale; ar însemna în acest caz, că resursele susmenționate să fie exploatate într-un chip nerațional, fapt ce ar conduce la rapida lor epuizare.

Un bilanț efectuat pe scară mondială pentru anul 2000 reclamă deci intervenția unei noi surse de energie și aceasta va fi, fără îndoială, energia atomică.

Analiza rezervelor de energie și a consumurilor pe scară mondială a arătat că în jurul anului 2000 se va simți nevoia unei surse de energie, care să poată face față cerințelor mereu sporite ce nu pot fi acoperite din cauza ritmului scăzut de creștere al extracției. Dacă se mută această analiză pe scară națională, rezervele energetice fiind foarte inegal repartizate pe suprafața pământului, este ușor de înțeles că în multe țări deficitul de energie va apare înainte de ivirea lui pe plan mondial.

1.4. Ritmul de introducere a energiei nucleare va depinde — în special în cazul țărilor ce dispun încă de rezerve de energie — de indicii economici ai centralelor atomoelectrice, prin aceasta înțelegînd prețul de cost al energiei electrice produse și investițiile specifice pe KW instalat.

1.4.1. Prețul de cost al energiei electrice produse în centralele atomoelectrice este încă mai ridicat decît cel al energiei produse în centralele electrice, însă va putea să concureze cu prețul de cost al energiei produse în centralele termoelectrice, prin tendința de mărire a prețului energiei electrice în centralele termoelectrice și de scădere a prețului energiei electrice produse în centralele atomoelectrice; energia electrică produsă de centralele atomoelectrice nu va putea concura cu energia hidroelectrică, care va rămîne cea mai ieftină energie electrică.

Indicii economici ai centralelor vor fi exprimați chiar în valuta țării care i-a furnizat și — dacă în mod absolut nu pot fi utilizați în condițiile altor țări — ei folosesc la ilustrarea raportului de prețuri și la compararea cheltuielilor în centrale atomoelectrice și termoelectrice în condițiile țării respective.

1.4.1.1. Prețul de cost al energiei electrice produse în centralele clasice, deși diferă după felul centralei — termo- sau hidroelectrică — înregistrează aceeași tendință de creștere, tendință conturată prin jocul mai multor factori : creșterea prețurilor cărbunilor utilizați și creșterea tot mai lentă a randamentului în centralele termoelectrice, creșterea prețului de cost al energiei hidroelectrice, datorită investițiilor tot mai mari [6].

1.4.1.2. Faptul că astăzi prețul de cost al energiei electrice produse în centrale atomoelectrice este superior prețului de cost corespunzător centralelor clasice este firesc, dacă se consideră că momentul actual marchează începutul folosirii energiei nucleare la producerea energiei electrice, fază în care nu există experiență suficientă în construcția și exploatarea centralelor atomice; singurele date de care se dispune, sînt datele calculate de diferite proiecte, precum și cele bazate pe practica centralei Direcției Generale pentru folosirea energiei atomice din U.R.S.S., intrată în funcțiune la 27 iunie 1954, a centralei engleze de la Calder Hall, intrată în funcțiune la 17 octombrie 1956, a celei franceze de la Marcoule. În legătură cu centrala Shippingport (S.U.A.), nu dispunem de date asupra indicilor economici.

Referitor la prețul de cost al energiei electrice produse de centrala atomoelectrică de 5 MW a U.R.S.S., se afirmă că, deși este mai mare, este totuși comparabil cu cel al energiei produse în centralele termoelectrice mici, pînă la 5 MW [7].

În ceea ce privește producerea energiei electrice la Calder Hall, se arată că reactorii acestei centrale produc energia electrică la un preț de cost al kWh de 1,06 pence *) (12,4 mills) [9], mai mare ca al energiei obținute în centralele cu combustibili obișnuiți. În tabela 2 [9] sînt date procentual elementele prețului de cost al energiei atomoelectrice.

Tabela 2 [9]

Elementele prețului de cost al kWh la centrala Calder Hall

	%
Sarcini de capital	53
Sarcini pentru încărcătura inventar	9
Cheltuieli de combustibil	33
Cheltuieli de exploatare și întreținere	5
Prețul de cost	100

Dacă se consideră în calculul prețului de cost al kWh produse în centralele atomoelectrice de tipul Calder Hall venitul realizat prin vin-

*) 1 pence = $\frac{1}{240}$ liră sterlină ; 1 000 mills = 1 dolar.

derea plutoniului creat în reactor, prețul kWh ar scădea la 0,6 — 0,7 pence [10].

În centrala nucleară de la Marcoule, dacă se neglijează prețul plutoniului produs, se poate estima prețul de cost al kWh la 6—8 franci, calculat în ipoteza funcționării cu un factor de utilizare de 7 000 ore pe an, iradierii combustibilului de 2 000—3 000 MW zile/tonă, a dobînzii de 4—5% [11].

1.5. Prețul de cost al energiei electrice produse în centralele atomoelectrice depinde de mai mulți factori tehnicoeconomici și anume [12]: investițiile specifice și timpul de amortizare, cantitatea de căldură obținută dintr-un kilogram de material fisionabil, prețul uraniului și al plutoniului și costul prelucrării încărcăturii înainte și după iradiere, cantitatea de material fisionabil din încărcătura reactorului ce se consumă pînă la preschimbarea încărcăturii, randamentul termic realizat și factorul de utilizare a puterii instalate a centralei.

1.6. Un element de bază al prețului de cost al energiei electrice îl constituie investițiile, care intervin prin cota de amortizare. Investițiile trebuie studiate în mod special, deoarece în unele cazuri la construcția unei centrale interesează în mai mare măsură ce efort financiar concentrat trebuie depus la început, decît prețul de cost al energiei ce se va obține; ca exemplu, se poate da ritmul scăzut de introducere a centralelor hidroelectrice în unele țări, determinat de posibilitatea limitată de a face efortul material cerut de lucrările hidrotehnice, deși se știe că prețul de cost la care se va produce energia electrică este mult mai mic decît prețul energiei electrice produsă pe orice altă cale.

Investițiile specifice necesitate de o centrală nucleară sînt de aproximativ două ori mai mari decît cele corespunzătoare centralelor termoelectrice clasice de putere echivalentă și sînt mai mari decît cele cerute de orice alt tip de centrală, după cum se poate vedea în tabela 3, întocmită pentru condițiile Angliei.

Tabela 3

Investițiile specifice pentru diferite tipuri de centrale electrice [13], [14]

	Centrala cu abur	Centrala nucleară	Centrala cu turbine cu gaz	Centrala cu motoare cu ardere internă	Centrala hidraulică	Centrala folosind energia mareelor	Centrala eoliană	Centrala solară
Puterea centralei, MW	200—300	100—300	50	10	100	100	1	0,1
Cheltuieli de investiții, lire/kW	55—70	135—300	50	36—50	70—150	100—200	70	400

După proiectele de construcție ale centralelor atomice din S.U.A. și Anglia, se poate aprecia că aceste investiții variază între 180—650 dolari/kW instalat [15]; gama largă de variație a valorilor investițiilor specifice se explică prin diversitatea tipurilor de reactori folosiți în centralele atomice.

Ideea care apare clar este că în investițiile specifice în centrală, o pondere mare o deține partea referitoare la construirea reactorului propriu-zis, din moment ce trecîndu-se de la o centrală cu un tip de reactor la alta, investițiile specifice înregistrează o asemenea variație.

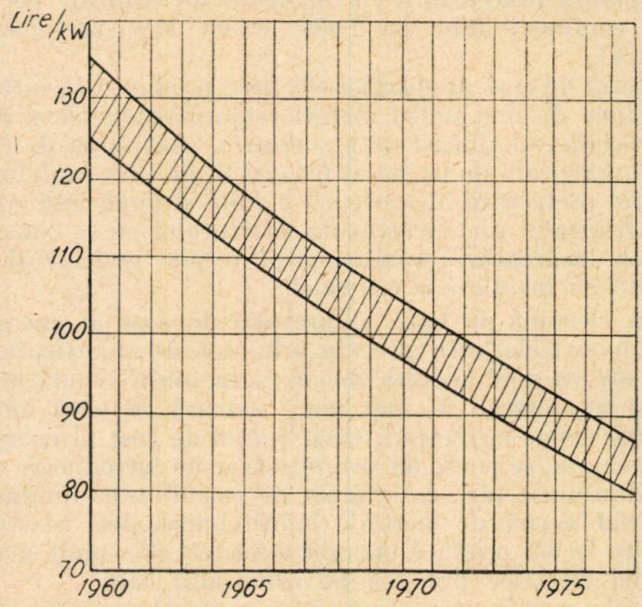


Fig. 1

Tot mai des se fac aprecieri în legătură cu scăderea investițiilor specifice în centralele atomoelectrice. Astfel, diagrama din figura 1 redă evoluția estimată a investițiilor specifice în centralele nucleare ale Angliei între anii 1960—1975, luîndu-se pentru anul 1960 investițiile specifice de 125—135 lire/kW, față de 50 lire/kW cît va fi în 1960 investiția specifică într-o centrală termoelectrică cu cărbune.

Este interesant să se urmărească în tabela 4 [10] ponderea diferitelor părți ale unei centrale nucleare, în cheltuielile de investiții.

Tabela 4

Investiții pentru o centrală nucleară cu reactor moderat cu grafit și răcit cu gaz [10]

	%
Reactorul ca lucrare de construcție	7
Reactorul (instalarea sa și a echipamentului, înțelegîndu-se și învelișul rezistent la presiune și grafitul)	25
Schimbători de căldură, ventilatoare etc.	26
Echipamentul electric al centralei	22
Turnuri de răcire, servicii administrative etc.	11
Diverse	9
Total	100

1.7. Construcția centralelor atomice este legată de existența unor ramuri industriale, începînd cu extragerea minereului de uraniu și pînă la prepararea și aplicarea izotopilor, acestea alcătuind baza atomoenergetică. Baza atomoenergetică trebuie să furnizeze — pe lîngă materialele speciale necesitate de reactor pentru satisfacerea funcțiilor de moderator, agent de răcire, protecția biologică etc. — și utilaje și aparate speciale pentru diferite ramuri ale industriei atomice; acestea în bună parte vor putea fi deservite de industriile existente, dar în parte vor necesita uzini și secții noi, pentru fabricarea aparatelor speciale sau a materialelor noi de o puritate neobișnuit de mare. Investițiile necesitate de o bază atomoenergetică completă sînt ilustrate în tabela 5.

Tabela 5

Investițiile necesare bazei atomoenergetice [16] (calculat pentru o centrală de 100 MW cu reactori eterogeni cu uraniu slab îmbogățit, randament global 30%, factor de utilizare 70—80%)

	dolar/kW
Exploatare, minerit și concentrare	1
Metalurgia uraniului	1—3
Îmbogățirea (instalația deservește 6 centrale)	40—80
Fabricarea încărcăturilor	5
Fabricarea încărcăturilor radioactive	15
Producția de apă grea	30—50
Construcția centralei (amortizabilă în 15 ani)	210—250
Încărcătura inventar	20—40
Prelucrarea încărcăturilor iradiate	30—60

După cum rezultă din tabela 5, unele industrii necesare bazei atomoenergetice pretind investiții foarte mari. Astfel, față de 1—3 dolari/kW, cît necesită metalurgia uraniului, îmbogățirea în izotopi fisionabili a uraniului costă 40—80 dolari/kW, chiar în cazul cînd o instalație deservește șase centrale. De asemenea, prelucrarea încărcăturilor iradiate și producerea apei grele comportă investiții specifice de cîteva ori mai mari decît metalurgia. În ceea ce privește însă producția apei grele, se pare că în urma unor realizări tehnice din ultima vreme investițiile necesare se micșorează cu mult.

Crearea unei baze atomoenergetice complete presupune un efort de investiții pe care doar cîteva țări mari și-l pot permite; pentru țările mici nu este oportună crearea întregii baze, ci a anumitor ramuri ale industriei atomice, mai ales acelea bazate pe prelucrarea materiilor prime existente în țara respectivă, sau a folosirii capacității de producție și a tehnicii existente.

1.8. În prezent, atît investițiile specifice în centralele atomoelectrice cît și prețul de cost al energiei produse sînt mai mari decît în centralele clasice. Însă, majoritatea specialiștilor apreciază că în 10—15 ani indicii economici ai centralelor atomoelectrice vor fi mai reduși chiar decît ai centralelor clasice.

Este interesant a expune unele păreri în legătură cu micșorarea prețului de cost al energiei atomoelectrice, exprimate de o serie de persoane marcante în domeniul energiei nucleare.

Astfel, B l o h i n ț e v [7] arată că valoarea ridicată a prețului kWh generate în prima centrală atomoelectrică din lume se datorește nu numai puterii mici a instalației, ci și altor factori, ca de exemplu: costul mare al ciclului de combustibil — consecință a creerii unor instalații speciale pentru fabricarea elementelor de combustibil și a vieții scurte a elementelor — consumul mare de uraniu îmbogățit — ca urmare a dimensiunilor mici ale reactorului — folosirea de materiale scumpe — în lipsa cunoașterii comportării la radiații a substituenților mai ieftini — luarea unor precauții exagerate pentru asigurarea față de pericolul radiațiilor.

Mărirea puterii centralei va da posibilitatea de a se mări dimensiunile reactorului, deci va permite scăderea gradului de îmbogățire a uraniului din încărcătura de la 5 la 2,5% fapt ce se traduce prin scăderea cotei combustibilului în prețul de cost al kWh produse; astfel, prețul de cost al kWh ce se va produce într-o centrală atomoelectrică mare de 100 MW s-a evaluat la 10—20 kopeici/kWh, deci nu cu mult mai mare decît al kWh din centralele care ard cărbuni.

Sir J o h n C o c k c r o f t [17] arată că primele centrale atomoelectrice care vor intra în funcțiune în Anglia după 1960, cu o putere de cîteva sute MW, vor produce energia electrică la un preț comparabil însă mai mare decît al energiei electrice produse în centralele termoelectrice cu cărbune și presupune că în 10—15 ani acest preț de cost va scădea la 0,3—0,4 pence, deci sensibil sub cel al kWh termoelectrice.

J a m e s A. L a n e [12], [18], bazîndu-se pe puținele date cunoscute asupra funcționării instalațiilor nucleare și extrapolîndu-le, a arătat la ce prețuri trebuie să se producă apa grea, să se vîndă U natural și U^{235} la ce încărcare să funcționeze și ce sarcini fixe să se atribuie pentru centrala atomoelectrică, cu ce timp de iradiere să se expună elementele combustibile, cu ce preț să se prelucreze chimic elementele, să se mînuiască U, să se fabrice și îmbrace barele de U, să se recupereze combustibilul ars etc. pentru a se obține un preț de cost de 4—5 mills/kWh.

Recent, W. K e n n e t h D a v i s și L o u i s H. R o d d i s au făcut previziuni pe termen lung în legătură cu creșterea puterii instalate în centralele atomoelectrice în S.U.A. și scăderea prețului energiei electrice [19] (fig. 2).

De asemenea, Mac K i n n e y [20] afirmă că pe baza datelor disponibile în jurul anului 1960, s-ar putea obține rezultate economice pentru centralele ce vor intra în funcțiune în 3—5 ani (deci pînă în 1965) și consideră că anul 1965 marchează aproximativ momentul în care generarea de energie atomoelectrică începe să concureze în mare măsură, cu generarea de energie electrică clasică în S.U.A.

F. M ü n z i n g e r [21] arată că prețul de cost al kWh produse astăzi în condițiile S.U.A., într-o centrală atomoelectrică de 154 MW,

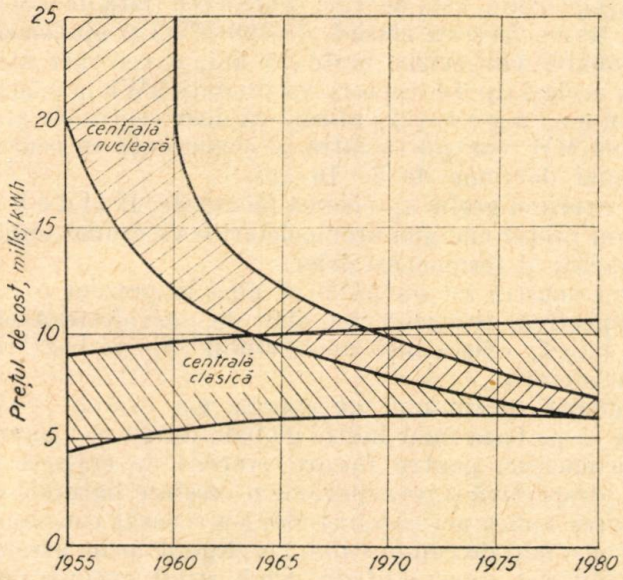

25
20
15
10
5
0
1955
1960
1965
1970
1975
1980
Prețul de cost, mills/kWh
centrală nucleară
centrală clasică

Fig. 2

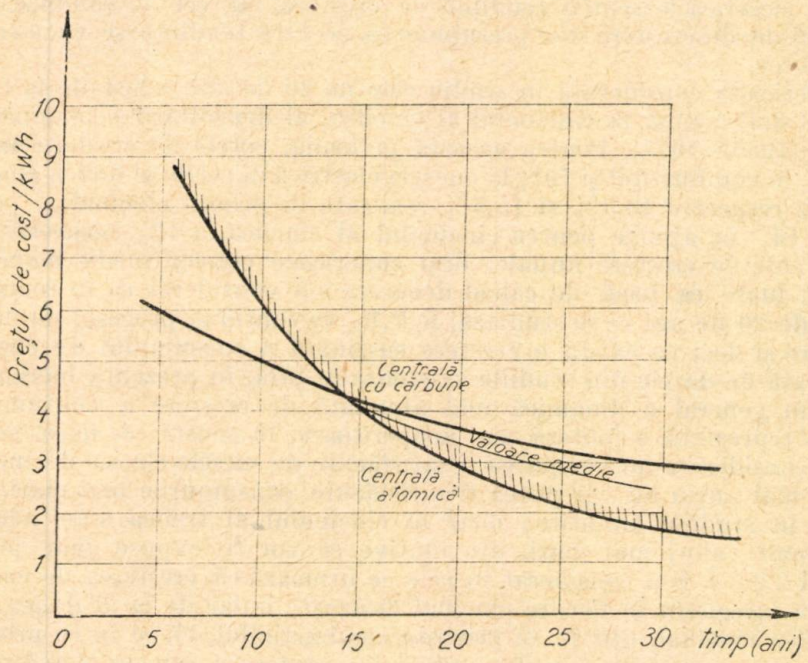

10
9
8
7
6
5
4
3
2
1
0
5
10
15
20
25
30
timp (ani)
Prețul de cost/kWh
Centrală cu cărbune
Valoare medie
Centrală atomică

Fig. 3

cu reactori răciți cu sodiu, este de 1,85 cenți/kWh (față de 0,509 cenți/kWh într-o centrală termoelectrică clasică de 100 MW) și apreciază că în condițiile care probabil vor exista peste 15 ani, o centrală atomoelectrică de 160 MW, cu același tip de reactori, va produce kWh la 0,502 cenți/kWh. Mai recent M ü n z i n g e r [22] afirmă că doar centralele atomoelectrice mai mari de 100 MW vor putea intra în concurență cu centralele termoelectrice, nu mai devreme de 5—10 ani.

Figura 3 exprimă grafic aprecierea făcută de H i l d e b r a n d [23] că în 10—15 ani prețul energiei atomoelectrice va scădea suficient pentru a concura cu acela al termocentralelor.

2. În țara noastră nu s-a publicat pînă în prezent o balanță energetică de perspectivă, respectiv un plan de dezvoltare a energeticii pe o durată mai lungă; există însă unele studii [5], pe baza cărora se pot face unele considerații.

2.1. Creșterea consumului de energie s-a evaluat — conform studiilor existente — pe baza unor indici globali, dîndu-se o anumită creștere consumului de energie, pentru fiecare procent de creștere a producției industriale în perspectivă și presupunînd o creștere naturală a populației. Pentru a se putea aplica această metodă, s-a separat consumul de energie electrică de consumul de combustibil, înțelegînd prin acesta din urmă, în mod convențional, consumul de combustibil exclusiv combustibilul necesar producerii de energie electrică; acest lucru a fost necesar, deoarece s-a constatat că în perioada anterioară consumul specific de energie electrică a avut o tendință de creștere, iar cel de combustibil o tendință de descreștere și se presupune că această tendință se va menține și în viitor.

Perioada considerată în studiu este de 20 de ani, adică de la cincinalul al doilea pînă la cincinalul al cincilea, al dezvoltării economiei naționale (1955—1975). Pentru această perioadă, cotele de creștere anuale sînt 6% la combustibil și 10% la energia electrică în cel de al doilea cincinal (față de respectiv 10,5% și 15,5% realizate în primul cincinal) și presupunem că vor ajunge pentru cincinalul al cincilea la 4%, respectiv 8%. Aceste cote de creștere anuale, deși superioare cotelor medii mondiale, au fost luate ca bază de calcul deoarece s-a considerat că în toată perioada de 20 de ani ce se studiază, R.P.R. va continua procesul de industrializare și deci va exista o creștere susținută a consumului de energie.

Față de datele din studiile existente în țară, în prezenta lucrare s-a admis în general o dinamică mai atenuată de creștere a consumului; aceasta reprezintă o ipoteză mai acoperitoare, în sensul că, dacă consumurile considerate nu vor putea fi satisfăcute de sursele clasice de energie, cu atît mai puțin nu vor putea fi satisfăcute consumurile mai mari, prevăzute în studiile amintite; doar la cincinalul al treilea s-au adoptat intenționat valori mai mari, din motive ce vor fi expuse mai jos (la punctul 2.2.2.). S-a considerat în cele ce urmează că, creșterea de energie ce se va înregistra în fiecare cincinal descrește liniar de la al doilea spre al cincilea cincinal, atît în ce privește combustibilul, cît și în ce privește energia electrică; s-au calculat indicii de creștere a consumului față de primul cincinal, după cum se poate urmări în tabela 6.

Tabela 6

Dinamica consumului de energie pînă în 1975, în %

Creșterea consumului de energie	Cincinalul	1951—1955 I	1956—1960 II	1961—1965 III	1966—1970 IV	1971—1975 V
În cincinal	Combustibil *)	64	50	40	30	20
	Energie electrică	105	80	70	60	50
Față de ultimul an al primului cincinal	Combustibil *)	100	150	210	273	328
	Energie electrică	100	180	306	490	735

*) Fără combustibilul necesar producerii de energie electrică.

Înainte de a arăta modul de acoperire de către purtătorii primari de energie a necesarului de energie, este interesant a examina evoluția producției de purtători primari de energie pentru consumul intern din R.P.R.; în tabela 7 se poate urmări dinamica și ponderea acestora în balanțele energetice ale anilor 1950—1955—1960.

Tabela 7

Dinamica producției și ponderea purtătorilor primari de energie în R.P.R.

	1950		1955		1960	
	Dinamica %	Ponderea %	Dinamica %	Ponderea %	Dinamica %	Ponderea %
Cărbuni	100	16,5	167	14,0	370	15,1
Țiței	100	34,4	210	32,6	270	45,8
Gaze naturale	100	34,9	188	39,8	490	30,5
Lemne de foc	100	13,3	91	12,4	78	7,8
Energia hidroelectrică	100	0,9	190	1,2	260	0,8
		100,0		100,0		100,0

Se poate observa cu ușurință că ceea ce deosebește această dinamică de una alcătuită pe scară mondială, este ponderea relativ mare a gazelor naturale și ponderea relativ mică a cărbunilor.

2.2. Pentru a se putea examina modul de acoperire a necesarului de energie de către purtătorii primari de energie, se vor face anumite presupuneri asupra politicii energetice viitoare, bazate pe observarea celei trecute.

2.2.1. În primul cincinal, sporul de consum a fost preluat în special de producția de țiței, iar în cel de al doilea cincinal de gazul metan. În cel de-al treilea cincinal sporul de consum presupunem că va fi preluat în primul rînd tot de gazul metan și în mai mică măsură de țiței și ceilalți purtători de energie. Datorită acestor eforturi în creșterea producției de gaz metan și de țiței, presupunem că după cincinalul al treilea producția acestor combustibili va crește într-un ritm mult mai lent, pentru a se

putea menține o exploatare rațională, bineînțeles în cazul că nu se vor descoperi noi rezerve importante din combustibilii indicați. Se pune problema care purtători primari de energie vor putea prelua grosul creșterii consumului de energie în al patrulea și al cincilea cincinal.

Producția de lemne de foc, după cum rezultă și din tabela 7, are o tendință de descreștere care va continua și mai departe.

Potențialul nostru hidroelectric este încă în mică măsură valorificat, dar datorită investițiilor pe care le reclamă și duratei lungi de execuție a hidrocentralelor, nu credem că se poate conta pe un astfel de ritm de punere în funcțiune, care să le permită să preia cea mai mare parte a sporurilor de consum de energie. Dacă presupunem că se vor putea construi și pune în funcție o hidrocentrală foarte mare și cîteva hidrocentrale de putere mijlocie în fiecare cincinal — începînd cu cincinalul al patrulea — la sfîrșitul cincinalului al cincilea s-ar acoperi pe baza energiei hidroelectrice aproximativ o treime din cererea de energie electrică.

Din toate acestea rezultă că în cincinalele al patrulea și al cincilea creșterea consumului ar trebui preluată în principal de cărbuni, dacă se ține seama numai de sursele clasice de energie. Este acest lucru realizabil?

2.2.2. Din tabela 6 se vede că cincinalul al cincilea față de cincinalul al treilea prezintă o creștere a energiei electrice de 2—2,5 ori și de 1,5 ori din punctul de vedere al combustibilului. Dacă se consideră un ritm de creștere mult mai lent al producției de țiței și gaz metan în cincinalele al patrulea și al cincilea și se admite și ritmul apreciat al intrării în funcțiune al hidrocentralelor, din calcul rezultă că în cazul cînd cărbunii ar trebui să preia aproape tot sporul de consum, producția lor ar trebui să crească în 10 ani de cîteva ori. Acest lucru este dificil de realizat, deschiderea unei mine avînd o durată de 3—5 ani și necesitînd investiții importante.

La aceasta se mai adaugă și două considerente din domeniul relațiilor economice externe și anume: țara noastră fiind încă importatoare de cocs, în vederea reducerii importului va trebui să se dirijeze o bună parte a producției de cărbuni din Valea Jiului spre producerea cocsului: exportul de produse petrolifere fiind economic, este util să fie menținut, în vederea obținerii în continuare a unui disponibil de valută.

2.2.3. Sursele de energie clasice neputînd să preia creșterile de necesar de energie, va trebui să se facă apel peste 10—15 ani și la noua sursă de energie — combustibilii nucleari — și anume pe la sfîrșitul cincinalului al patrulea dar mai ales în cincinalul al cincilea.

Studiile pe care se bazează considerentele de mai sus sînt aproximative, totuși trebuie să ne mulțumească pînă la întocmirea unei balanțe energetice mai adîncite pe baze analitice și pînă la efectuarea unor calcule tehnico-economice mai detaliate.

2.3. După cum s-a mai arătat investițiile specifice și prețul de cost al kWh la centralele atomoelectrice sînt încă superioare celor corespunzătoare pentru centralele termoelectrice cu cărbune, dar majoritatea specialiștilor din diferite țări apreciază că în 10—15 ani centralele atomoelectrice vor putea concura și chiar întrece indicii economici ai centralelor termoelectrice clasice. Aceste aprecieri se bazează

pe următoarele considerente : primele centrale nucleare vor intra în funcțiune în următorii 3—5 ani, va fi nevoie pentru desfășurarea încercărilor de cîțiva ani (3—5), iar pentru reproiectare și pentru construcția tipurilor definitive de asemenea cîțiva ani (3—5).

Aprecierile în legătură cu micșorarea prețului de cost al kWh în centralele atomoelectrice sînt cu atît mai valabile la noi, cu cît se știe că prețul de cost al kWh produse este mai ridicat decît în țările puternic industrializate, datorită ponderii încă reduse a centralelor mari moderne. Este adevărat că se poate prevedea o scădere a prețului de cost în următorii cîțiva ani, datorită construirii unor termocentrale pe gaz metan și a unor hidrocentrale, a scăderii prețului de cost al cărbunelui în urma deschiderii unor exploatări în carieră și a îmbunătățirii randamentelor instalațiilor de ardere existente.

În schimb, după trecerea acestei perioade, se prevede o ridicare a prețului de cost al kWh din cauza măririi ponderii centralelor pe bază de cărbuni inferiori. Pentru ilustrarea acestui aspect, se dau următoarele prețuri de vînzare ale kcal obținute din diferite sorturi de combustibili și raportate la prețul de vînzare al kcal obținute din gaz metan.

Gaz metan — 1 ; păcură — 1,82 ; motorină — 2,65 ; cărbuni de Valea Jiului — 2,4—3,1 ; ligniți — 3,7—5,8.

2.4. *Ținînd seama de coincedența perioadei de 10—15 ani apreciate pe de o parte pe calea analizei balanței noastre de perspectivă și pe de altă parte apreciată ca necesară pentru ca tehnica mondială să pună la punct și să definitiveze unul sau mai multe tipuri de centrale atomoelectrice, se poate deduce că termenul de intervenție a energiei nucleare în balanța noastră energetică este cincinalul al patrulea sau al cincilea.*

Cu alte cuvinte, balanța noastră energetică permite să așteptăm pînă cînd se vor consacra tipurile de centrale atomoelectrice, pentru a trece la folosirea în mod masiv a energiei nucleare pentru producerea de energie. Aceasta înseamnă însă că nu se poate aștepta cu pregătirile necesare ; pentru aceasta este necesar să facem anumite ipoteze mai concrete.

2.4.1. O astfel de ipoteză ar putea fi posibilitatea construirii și punerii în funcțiune a centralelor nucleare de forță, care să înceapă să acopere aproximativ 3—5% din necesarul de energie electrică la sfîrșitul cincinalului al patrulea și aproximativ 15—20% la sfîrșitul cincinalului al cincilea.

Dacă ținem seama de această ipoteză și de aceea din paragraful 2.2.1. asupra ponderii energiei hidroelectrice, rezultă că în anul 1975 aproximativ 50% din necesarul de energie va trebui acoperit pe baza producției hidro- și atomocentralelor. Referindu-ne pe de altă parte și la considerațiile de la punctul 2.1 (tabela 6), din care reiese dublarea cererilor de energie electrică ale cincinalului al cincilea față de cincinalul al treilea, rezultă că aproape tot sporul de energie electrică va trebui preluat de sursele hidraulice și atomoelectrice, începînd din cincinalul al patrulea.

În legătură cu crearea unei rețele de centrale atomoelectrice în cincinalul al patrulea sau al cincilea, este necesar ca cincinalul al treilea să fie

destinat în primul rînd pregătirii de studii și pregătirii de cadre, iar în cincinalul al patrulea să se înceapă construcțiile propriu-zise.

Numai în caz cînd investițiile specifice vor scădea mai repede decît este prevăzut, ar fi interesant de a pune în funcțiune încă în cincinalul al treilea, prima centrală atomoelectrică mare.

2.4.2. Pentru a cîștiga din timp experiență, va fi util ca încă în cincinalul al treilea să se construiască în țara noastră una sau două centrale atomoelectrice mici de ordinul 5—15 MW; aceste centrale, deși mai puțin economice, ar putea deține funcția de instalații experimentale și ar prezenta următoarele avantaje din acest punct de vedere:

— cadrele de specialiști ar putea fi familiarizate cu exploatarea centralelor atomoelectrice și ar putea fi pregătite pentru preluarea exploatării viitoarelor centrale mari;

— s-ar putea adopta diferite tipuri de reactoare nucleare, pentru a avea o experiență proprie privind avantajele pe care le prezintă. Această experiență proprie este necesară și pentru a obține rezultate în ceea ce privește aplicarea, la construirea reactoarelor, a unor materiale care vor fi fabricate în țară.

Centralele atomoelectrice mici, deși neindicate din punctul de vedere al rentabilității, au început să fie construite în Anglia, în serie (de puteri 10—20 MW), fiind destinate în special localităților mici cu 20—40 mii locuitori [24]. De asemenea, în Canada [2] se preferă construirea centralelor atomoelectrice mici, în locurile lipsite de căi de acces; deși prețul de cost al energiei electrice produse de acestea este de trei ori mai mare față de cel corespunzător centralelor termoelectrice mari, micile centrale atomoelectrice sînt convenabile deoarece datorită lor se economisesc construirea căilor ferate sau drumurilor costisitoare. La noi nu se pune problema unor regiuni lipsite de căi de acces, ci a unor regiuni relativ îndepărtate de sursele de combustibil și de traseul liniilor de înaltă tensiune, cum sînt de exemplu unele regiuni din Moldova.

Pentru ușurarea balanței de combustibil va trebui să se aibă în vedere și construirea de centrale atomice de încălzire centralizată. Se știe încă prea puțin despre folosirea directă a căldurii produse în reactoarele nucleare, impedimentul principal fiind pericolul de contaminare radioactivă; totuși, în ultimul timp încep să apară proiecte promițătoare, cum ar fi reactorul suedez de 75 MW putere termică (corespunzînd la 15 MW putere electrică), ce se va pune în funcțiune pînă în 1960, în scopul încălzirii a 10—12 mii locuințe [25].

2.4.3. Este foarte greu de apreciat care dintre tipurile de centrale atomoelectrice sînt recomandate pentru țara noastră. Un punct de vedere pare să fie clar de pe acum și anume ne vor interesa acele tipuri pentru care vom putea produce în țară cît mai multe materiale constitutive. Din acest punct de vedere, ne vor interesa în special tipurile de reactoare cu uraniu natural și grafit sau eventual cu apă grea. Acestea lucrează cu parametrii termici inferiori, deci necesită materiale mai puțin pretențioase.

Pe aceeași linie se înscriu primii reactori energetici ce se construiesc în R.F.G. (de 10 MW putere electrică), Canada și Japonia (de cîte 20 MW putere electrică).

2.5. Construcția centralelor atomoelectrice este legată de existența unor ramuri industriale conexe, începînd cu extragerea minereului de uraniu și pînă la prepararea și aplicarea izotopilor radioactivi. Pentru a se putea examina interesul pentru R.P.R., necesitatea și posibilitatea de a înființa în țara noastră unele din aceste ramuri, trebuie să ținem seama de două condiții care acționează oarecum în sens contrar:

Pe de o parte, țara noastră găsindu-se încă în fază de industrializare, nu dispune de capacități de producție și de tehnicitatea necesară unor ramuri cum ar fi producerea utilajului pentru centrale mari, a aparatajului de mecanică fină și de electronică. Eforturile de investiții mai trebuie încă îndreptate spre unele ramuri cu o rentabilitate ridicată, care trebuie să înceapă sau să continue prelucrarea bogatelor noastre resurse de materii prime, cum sînt cele chimice, petrolifere etc. și de aceea rămîn mai puține posibilități pentru crearea unor ramuri ale industriei atomice.

Pe de altă parte însă, trebuie avut în vedere că țara noastră dispune de importante rezerve de minereuri de uraniu.

2.5.1. Pentru problema pusă, o indicație prețioasă ne dau comparațiile investițiilor specifice pe ramurile principale ale industriei atomice. O astfel de comparație este redată în tabela 5. Ținînd seama de aceste date și de condițiile economice concrete din R.P.R., se pot face unele considerente pentru o perioadă de 15—20 de ani.

Dispunînd de materie primă, se consideră utilă existența în țară a unei industrii de metalurgie a uraniului, pentru producerea uraniului natural. Îmbogățirea uraniului cerînd investiții foarte mari, nu este recomandabil să se creeze o astfel de industrie.

Nu se poate recomanda încă nici crearea unei industrii radiochimice, de separarea izotopilor, de prelucrarea încărcăturilor ulterioare etc. și nici fabricarea în țară a utilajului și aparaturii speciale, necesare diferitelor ramuri ale industriei atomice.

În schimb, dispunînd de materii prime pentru industria neferoaselor și chimiei, ar trebui să ne preocupe asimilarea în fabricație a unor materiale speciale, necesare construcției reactorilor ca materiale metalice de construcție de structură, materiale pentru protecția biologică, precum și materiale care să folosească ca moderatori și ca agenți termici.

2.5.2. S-a considerat că ar fi util să se examineze ce fel de activități de concepție și de execuție tehnică trebuie desfășurate în țară și pe ce se poate conta din străinătate, pentru a se putea întocmi un plan de perspectivă a introducerii folosirii energiei nucleare în R.P.R.

În tabela 8 se prezintă, pentru ramurile principale ale industriei atomice, activitățile de cercetare și proiectare, precum și cele de producție de utilaj și de construcții industriale, care pot fi recomandate să fie executate în țară.

Propunerile s-ar putea rezuma la următoarele:

Materii prime pentru combustibili nucleari. Sînt de făcut studii, încercări de laborator și semiindustriale pentru prelucrarea minereurilor actinice din țară. Proiectarea instalațiilor s-ar putea face numai parțial, folosindu-se cît mai mult datele în străinătate, iar producerea utilajului se poate realiza în cea mai mare parte în țară.

Metalurgia uraniului Studii și încercări de laborator trebuie făcute în țară, pentru încercări semiindustriale și proiectare trebuie folosite cît mai mult date (procese tehnologice și chiar proiecte tip) din străinătate; utilajul specific credem că trebuie să fie din import, însă instalațiile obișnuite pot fi executate în țară.

Prepararea elementelor combustibile ar fi de dorit să se realizeze în țară pe scară industrială. Pentru aceasta trebuie făcut apel la tehnica din străinătate, iar utilajul specific importat.

Moderatori și agenți termici. Producția acestora în țară depinde de posibilitățile industriei noastre chimice. Probabil că substanțe speciale care vor fi necesare în cantități mici vor fi importate. Totuși, studii și încercări în pilot (la reactori experimentali) s-ar putea face și eventual se poate examina producerea unora din aceștia, ca de exemplu apă grea ca moderator sau agenți de răcire organici.

Materiale de construcție pentru reactori. Considerăm că trebuie să constituie o preocupare de studiu și încercări de laborator și chiar semiindustriale pentru folosirea materialelor (minereuri, aliaje) care se găsesc în țară sau care pot fi eventual fabricate în țară.

Construcții de reactori și de centrale atomoelectrice. Considerăm că este necesar să se facă studii și pe cît posibil și proiectarea unui mic reactor experimental de forță în țară. De asemenea, trebuie studiate proiectele de centrale atomoelectrice din străinătate și eventual executat și un proiect în țară, ținînd seama de disponibilitățile de materii prime și de materiale indigene necesare construcției de reactori.

Tabela 8

Activități de cercetare, proiectare și execuție pe ramurile industriei atomice

	Cercetare			Proiectare	Producție de utilaj aparatură	Construcții industriale
	Studii inclusiv exploatările	Laborator	Semi-industrial			
— Materie primă pentru combustibili nucleari	**	**	*	**	**	**
— Prelucrare mecanică și chimică	**	**	**	*	**	**
— Metalurgie	**	**	*	*	*	**
— Prelucrarea elementelor combustibile	**	*	*	*	—	—
— Îmbogățire	*	—	—	—	—	—
— Moderatori	*	*	*	—	—	*
— Agenți termici	*	*	*	—	—	*
— Materiale de construcție pentru reactori (protecție biologică, materiale structurale etc.)	**	**	**	*	*	*
— Rafinarea de combustibil radiat și separare de izotopi	*	—	—	—	—	—
— Construcție de reactori și centrale atomoelectrice	*	—	*	*	—	**

*) De efectuat în R.P.R.
**) De efectuat eventual sau parțial.

După cum rezultă din considerațiile făcute, în vederea introducerii în țara noastră a folosirii energiei nucleare în scopuri energetice, vor trebui făcute unele pregătiri. În primul rînd va trebui folosită experiența din străinătate în privința cercetărilor, proiectărilor și a creării propriu-zise de centrale atomoelectrice și a unor ramuri ale industriei atomice.

Cu toate acestea, vor trebui făcute și cercetări și proiectări proprii (vezi tabela 8), în special în acele cazuri în care este vorba de condiții specifice țării noastre sau în cazul ivirii unor idei proprii promițătoare. Aceste activități sînt necesare și în vederea pregătirii cadrelor de specialiști.

Trebuie subliniat faptul că sîntem puși în condiții favorabile de a primi ajutorul substanțial și dezinteresat al uneia din marile puteri atomice — U.R.S.S. Intrarea în funcțiune a primului reactor și a primului accelerator de particule a fost asigurată de ajutorul U.R.S.S.

Țara noastră este membră a Agenției Internaționale pentru folosirea pașnică a energiei atomice, ceea ce va contribui de asemenea la dezvoltarea energeticii nucleare în țara noastră, pe măsură ce ideea folosirii energiei nucleare, exclusiv în scopuri pașnice, atît de călduros susținută de lagărul socialist, va triumfa în toată lumea.

ПЕРСПЕКТИВЫ ВЛИЯНИЯ ЯДЕРНОЙ ЭНЕРГИИ НА ХОД РАЗВИТИЯ ЭНЕРГЕТИКИ В РНР

КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ

В работе приводятся некоторые соображения по общей экономике использования ядерной энергии для производства электроэнергии. Соответствующие элементы составляют основу для практического применения в том смысле, что указывают в общих чертах перспективы использования ядерной энергии в стране.

Работа состоит из двух частей. В первой части указывается на необходимость привлечения ядерной энергии для покрытия всемирного потребления энергии, приводятся важнейшие технико-экономические показатели атомных электростанций по сравнению с таковыми, работающими на классическом топливе, обсуждаются тенденции в их развитии. Отмечается, что, по общему мнению, в ближайшие 10—15 лет эти показатели окажутся ниже соответствующих показателей для станций, работающих на классическом топливе.

Во второй части обсуждаются перспективы использования ядерной энергии в РНР с учетом стадии этого вопроса в мировом масштабе, а также существующие специфические технико-экономические условия. Предлагается принципиальная программа для создания ядерных силовых танций и некоторых отраслей ядерной промышленности.

LES PERSPECTIVES DE L'INTERVENTION DE L'ÉNERGIE NUCLÉAIRE DANS LE PROGRÈS DE L'ÉNERGÉTIQUE DE LA RÉPUBLIQUE POPULAIRE ROUMAINE

RÉSUMÉ

Dans cet article, les auteurs présentent en premier lieu des aspects économiques généraux de l'emploi de l'énergie nucléaire à la production de l'énergie électrique. Ces éléments constituent une base pour la partie qui s'occupe du travail des applications et qui consiste en certaines considérations sur les prérogatives de l'emploi de l'énergie nucléaire dans la R.P. Roumaine.

L'article comprend deux parties : la première traitant de la nécessité de l'intervention de l'énergie nucléaire pour couvrir les besoins d'énergie à l'échelle mondiale ainsi que les principaux indices économiques des centrales atomo-électriques, par comparaison à ceux des centrales faisant usage des combustibles classiques ; en conclusion de cette partie de l'article, on relève l'appréciation unanime que, dans 10 à 15 ans, ces indices baisseront à des valeurs inférieurs aux valeurs respectives des centrales classiques.

Dans la seconde partie, des considérations sont faites sur les perspectives de l'emploi de l'énergie nucléaire à des fins énergétiques en Roumanie, compte tenu du stade actuel du problème sur le plan mondial et des conditions spécifiques techniques et économiques existentes ; les auteurs proposent un programme de principe pour la création des centrales nucléaires et de certaines branches de l'industrie atomique.

BIBLIOGRAFIE

1. * * * *World energy requirements in 1975 and 2000.* A/Conf. 8/P/902, Geneva (1955).
2. * * * *L'énergie nucléaire dans le bilan énergétique mondial futur.* A/Conf. 8/P/1116, Geneva (1955).
3. E. A. G. ROBINSON, G. H. DANIEL, *The world's need for a new source of energy.* A/Conf. 8/P/757, Geneva (1955).
4. R. VAN MELE, *Evolution probable des besoins d'énergie en Belgique et le rôle que pourra jouer l'énergie nucléaire.* A/Conf. 8/P/949, Geneva (1955).
5. IGNAT SAPHIER, *Perspectivele energeticii în condiţiile folosirii paşnice a energiei atomice.* Probleme economice, *10*, 3—19 (1956).
6. IOAN STĂNCESCU, *Situaţia energetică mondială.* Energetica, *1*, 5—12 (1956). Energetica, *2*, 60—69 (1956).
7. N. BLOHINTEV, *The first atomic power station of the U.R.S.S. and the prospects of atomic power development.* A/Conf. 8/P/615, Geneva (1955).
8. * * * *Calder Hall technology.* Journal of Institution of Electrical Engineers. 12—15 (1957).
9. * * * *Economics and future design.* Nucleonics, *12*, 30 (1956).
10. J. A. JUKES, *Les éléments du prix de revient de l'énergie nucléaire.* Articol din cartea *L'industrie devant l'énergie nucléaire.* O.E.C.E. Paris (1957).
11. P. TARANGER, *Les centrales nucléaires de Marcoule.* Articol din cartea *L'industrie devant l'énergie nucléaire.* O.E.C.E., Paris (1957).

12. JAMES A. LANE, *Economics of nuclear power.* A/Conf. 8/P/476, Geneva (1955).
13. J. A. JUKES, *Economic factors affecting the establishment of nuclear power in under-developped countries.* Conferința Mondială a Energiei, A/7, Belgrad (1957).
14. N. MACKENTHUN, *Der deutsche Weg zur Kernenergieausnützung.* Technische Mitteilungen, **49**, *2*, 89—92 (1956).
15. S. M. FEINBERG, S. A. SKVORTSOV, *The economics of atomic power.* Journal of Nuclear Energy II (including the Soviet Journal of Atomic Energy) **3**, *4*, 383—396 (1956), Атомная энергия *2*, 85—96 (1956).
16. DAVIS W. KENNETH, *Capital investment required for nuclear energy.* A/Conf. 8/P/477.
17. * * * *Falling costs of nuclear power.* Electrical Journal, **48**, *12*, 836 (1957).
18. U. M. STAEBLER, *Economics of nuclear energy.* Conferința Mondială a Energiei, 170 J/8, Viena (1956).
19. * * * *AEK seeks to alloy bearishness on nuclear power.* Nucleonics, *4*, 17—19 (1957).
20. * * * *Impact of the peaceful atom.* Chemical and Engineering News, 664—668 (1956).
21. F. MÜNZINGER, *Atomkraft. Eine Studie über die technishen und wirtschaftlichen Aussichten von Atomkraftwerken für Ingenieure. Energiewirtschaftler und Volkwirte.* Springer, Berlin, 61—75 (1955).
22. * * * *Atomkraft.* Springer, Berlin (1957).
23. A. J. HILDEBRAND, *Die Kernenergie im System der Elektrizitätsversorgung der Deutschen Demokratischen Republik*, Energietechnik, *4*, 146—156 (1957).
24. * * * The Financial Times (1957).
25. * * * *Schweden ASEA baut die ersten Energiereaktor.* Die Atomwirtschaft, *3*, 102 (1957).

CONTRIBUȚII LA STABILIREA DINAMICII CONSUMURILOR ENERGETICE*)

DE

ADRIAN DUMITRESCU, MARIUS ELEFTERESCU și ȘTEFAN KOVACS

I. INTRODUCERE

Dezvoltarea economiei naționale strîns legată de modul în care necesitățile energetice sînt armonizate cu disponibilitățile energetice naturale și cu posibilitățile de folosire a lor, reclamă în cadrul planului energetic național de perspectivă, stabilirea dinamicii consumurilor energetice termice și electrice.

În prezentul articol se tratează un aspect al problemei stabilirii dinamicii consumurilor energetice — termice și electrice — astfel încît pe baza acestei dinamici să se poată stabili necesitățile energetice pentru etapa de perspectivă.

De obicei rezolvarea acestei probleme se face folosindu-se următoarele căi:

1. Determinarea dinamicii consumurilor globale energetice — separat termice și separat electrice — în timp, necorelat cu alți parametri ai economiei naționale, adică stabilirea ecuațiilor:

$$Q = \varphi_1(t), \tag{1}$$

$$W = \varphi_2(t) \tag{2}$$

pentru perioada de timp $(t_0, \ldots, t_1)$, aleasă. În general această metodă se folosește pentru stabilirea în mod global a necesităților de energie electrică pe baza creșterii mediei anuale a nevoilor de energie electrică [1].

2. Determinarea dinamicii consumurilor globale energetice — separat termice și separat electrice — prin corelație, adică în funcție de alți parametri ai economiei naționale, a căror dinamică, respectiv lege de variație se consideră cunoscută sau mai ușor de determinat. Cum sectorul industrial

*) Lucrare prezentată Institutului de energetică la data de 30 ianuarie 1958.

este consumatorul principal de energie, de obicei se stabilește o relație între indicele de creștere a producției industriale și consumul global de energie [1].

Ambele metode — mai ales cînd se referă la perioade mai lungi și deci înglobează factori ce nu pot fi prevăzuți (conjuncturi economice, variații importante de prețuri, noutăți tehnice) — au un caracter cu atît mai aproximativ cu cît etapa este mai îndepărtată și rezultatele la care se ajunge au un caracter indicativ asupra unei tendințe de evoluția consumurilor globale energetice [1].

3. Pentru a se elimina incertitudinile și deci aproximațiile legate de metodele arătate, se folosește metoda analitică ce constă în determinarea dinamicii consumurilor energetice pe diversele sectoare sau ramuri ale economiei naționale — separat termice și separat electrice — (1) și (2), însă pe baza dinamicii consumurilor specifice de energie

$$q = f_1(t), \tag{3}$$

$$w = f_2(t). \tag{4}$$

Pe baza dinamicii consumurilor specifice energetice și ținînd seama de dinamica producției industriale planificate în diversele sectoare sau ramuri ale economiei naționale se poate determina dinamica necesităților, respectiv a consumurilor energetice, termice și electrice, în sectoarele sau ramurile respective. Însumarea acestor necesități conduce la consumul total global energetic pe economia națională.

Folosind această cale se stabilește atît dinamica consumurilor specifice, cît și dinamica consumurilor energetice pe ramuri industriale, dinamica consumurilor energetice globale rezultînd prin însumarea diverselor consumuri energetice parțiale, pe ramuri.

Această metodă cu caracter analitic conduce la rezultate cu mult mai precise decît primele două și își găsește aplicarea, în special, în țările cu economie planificată [1]; ea prezintă în plus avantajul că, prin consumurile energetice specifice, pune la dispoziția economiei naționale anumiți indici energetici de control, caracteristici diverselor produse sau ramuri industriale.

II. METODICA

a. Dinamica consumurilor specifice energetice

Stabilirea dinamicii consumurilor specifice de energie se face pornind de la datele statistice din trecut, în diversele ramuri industriale.

În acest scop și pentru perioadele trecute alese, se stabilesc seriile statistice în timp:

$q = f_1(t)$ exprimat în kg combustibil convențional (c.c.) pe unitatea fizică de produs,

$w = f_2(t)$ exprimat în kWh pe unitatea fizică de produs și pe baza lor istoriogramele respective.

Este necesar ca seriile statistice în timp și deci istoriogramele respective să fie stabilite pe perioade trecute avînd un caracter economic similar cu cel al perioadei ce urmează, pentru ca, pe cît posibil, să existe aceleași condiții economice atît în perioada trecută, cît și în perioada viitoare, corespunzător căreia urmează să se stabilească în continuare dinamica consumurilor specifice energetice. Acest lucru este îndeplinit în cazul economiei R.P.R., întrucît seriile statistice în timp se referă la perioada primului cincinal adică la o economie planificată care se continuă și în cincinalele următoare.

Spre a se evita determinarea teoretică a dinamicii viitoare a consumurilor specifice energetice printr-o simplă extrapolare în viitor a consumurilor specifice rezultate din seriile statistice în timp, stabilite pentru perioada trecută, este necesar a se analiza pe bază de criterii obiective, nivelul consumurilor specifice energetice — termic și electric — la sfîrșitul perioadei viitoare, adică corespunzător etapei de perspectivă. În felul acesta intervin toți factorii principali — și în special progresul tehnic — care influențează consumurile specifice energetice.

Această analiză este posibilă, întrucît se pot cunoaște criterii obiective din fiecare sector, respectiv ramură industrială, care determină evoluția consumurilor specifice energetice; aceste criterii, în principal, sînt următoarele:

1) pentru consumul specific energetic termic:
   — procesul termotehnologic,
   — randamentul termic al agregatelor,
   — natura combustibilului,
   — calitatea arderii,
   — folosirea căldurii secundare,
   — materia primă, respectiv produsul finit,
   — tendințe, respectiv posibilitatea aplicării tehnicii noi, modernizarea instalațiilor existente etc.;

2) pentru consumul specific energetic electric:
   — productivitate, respectiv grad de folosire al agregatelor,
   — gradul de mecanizare, respectiv automatizare,
   — randamentele electrice și mecanice, gradul de uzură,
   — materia primă, respectiv produsul finit,
   — tendințe, respectiv posibilitatea folosirii tehnicii noi etc.

Cunoscînd din seriile statistice în timp, ca și din istoriograme, consumurile specifice energetice realizate și tendința dinamicii lor în perioada expirată, avînd și nivelul acestor consumuri specifice energetice la sfîrșitul etapei viitoare alese, se pot ușor stabili parametrii curbelor, respectiv curbele dinamicii consumurilor specifice în perioada viitoare; aceste curbe prin natura fenomenului sînt date de relații de tipul

$$q_i = q_0 k_1^{n\,(t_i - t_0)} \tag{5}$$

$$w_i = w_0 k_2^{m\,(t_i - t_0)} \tag{6}$$

în care

q_i și w_i sînt consumurile specifice energetice din anul t_i,

q_0 și w_0 sînt consumurile specifice energetice din anul de bază t_0,

n și m sînt indici medii de creștere a producției în perioada $(t_0, \ldots, t_i)$,

k_1 și k_2 sînt constante;

$k_1, k_2 < 1$ dacă dinamica consumurilor specifice energetice este degresivă,

$k_1, k_2 > 1$ dacă dinamica consumurilor energetice specifice este progresivă.

În mod normal, consumurile specifice energetice termice au o tendință degresivă, pe cînd cele electrice, una progresivă, legată de procesu

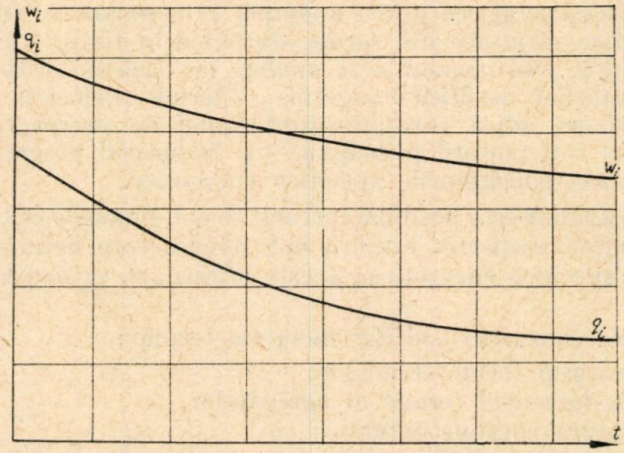


Fig. 1

normal al electrificării, mecanizării și automatizării proceselor, respectiv agregatelor de producție. Raportat însă la un anumit nivel de electrificare, mecanizare și automatizare și consumurile specifice energetice electrice au o tendință degresivă datorită îmbunătățirii factorilor energetici tehnici ai proceselor, respectiv agregatelor, de producție.

Se consideră că variația consumurilor specifice energetice are un caracter continuu (fig. 1) și deci curbele (5) și (6) sînt curbe continue; această considerare corespunde și situației de fapt, întrucît, în mod practic, variațiile consumurilor specifice energetice nu au loc în salturi de la an la an, deoarece orice proces sau agregat tehnologic nou introdus atinge performanțele optime sau maxime în mod treptat, după un anumit timp de experimentare și formare a cadrelor.

În cazul aplicării practice a acestei metode pentru perioada de perspectivă se va stabili o zonă a dinamicii consumurilor specifice energetice, cuprinsă între curbele

$$q_{i\,\max} = q_{0\,\max} k_{1\,\max}^{n\,(t_i - t_0)} \tag{5'}$$

$$q_{i\,\min} = q_{0\,\min} k_{1\,\min}^{n\,(t_i - t_0)} \tag{5''}$$

respectiv

$$w_{i\,\max} = w_{0\,\max} k_{2\,\max}^{m\,(t_i - t_0)} \tag{6'}$$

$$w_{i\,\min} = w_{0\,\min} k_{2\,\min}^{m\,(t_i - t_0)} . \tag{6''}$$

b. **Dinamica producției**

Pentru stabilirea dinamicii producției se va urma aceeași metodă ca și pentru stabilirea dinamicii consumurilor specifice energetice, adică

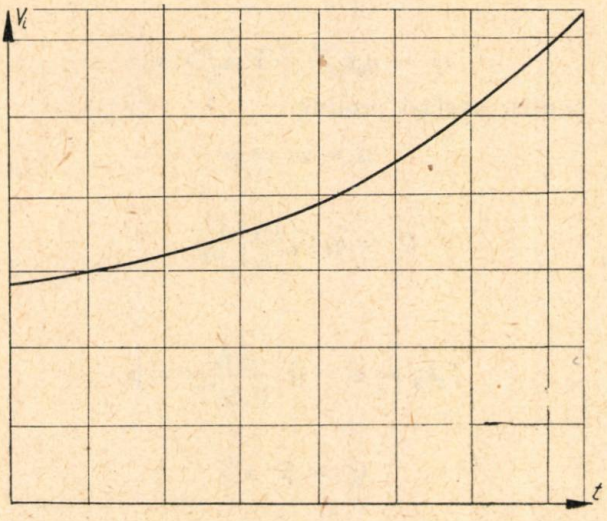


Fig. 2

se stabilesc seriile statistice în timp

$$V = g(t) \tag{7}$$

pentru perioada trecută și, pe baza lor, istoriogramele respective.

Pentru perioada viitoare se va adopta conform cifrelor de plan, respectiv prevederilor planului de perspectivă, cifrele de producție corespunzător etapei de perspectivă.

Pe această bază se va determina relația (7) ca fiind o curbă de natură

$$V_i = V_0 k_3^{\,p\,(t_i - t_0)} \tag{8}$$

în care

V_i este producția din anul t_i,

V_0, producția din anul de bază t_0,

p, indicele mediu de creștere a producției în perioada $(t_0, \ldots, t_i)$,

k_3 este o constantă; în economia socialistă $k_3 > 1$, adică dinamica producției este progresivă.

Și în cazul dinamicii producției, pentru motivele arătate la dinamica consumurilor specifice energetice, s-a considerat că variația producției are un caracter continuu (fig. 2).

c. **Dinamica consumurilor energetice totale**

Consumurile energetice totale într-un anumit an t_i vor fi date de produsul dintre expresiile (5) și (6) și expresia (8)

$$Q_i = q_i V_i, \tag{9}$$

$$W_i = w_i V_i. \tag{10}$$

Ținînd seama de relațiile (5), (6) și (8), relația (9) se poate scrie sub forma

$$Q_i = q_0 k_1^{n(t_i - t_0)} V_0 k_3^{p(t_i - t_0)}. \tag{11}$$

Întrucît pentru același produs

$$n = m = p \tag{12}$$

rezultă

$$Q_i = q_0 V_0 \frac{(k_1 k_3)^{nt_i}}{(k_1 k_3)^{nt_0}}. \tag{13}$$

Notînd

$$k_1 k_3 = \alpha \quad \text{și} \quad \frac{q_0 V_0}{(k_1 k_3)^{nt_0}} = \beta$$

se obține

$$Q_i = \beta \cdot \alpha^{nt_i} \tag{13'}$$

sau

$$Q_i = q_0 V_0 \cdot \alpha^{n(t_i - t_0)}. \tag{13''}$$

Procedînd analog pentru dinamica consumului de energie electrică și ținînd seama de relațiile (6) și (8), relația (10) va deveni:

$$W_i = w_0 V_0 \frac{(k_2 k_3)^{nt_i}}{(k_2 k_3)^{nt_0}} \tag{14}$$

sau, notînd

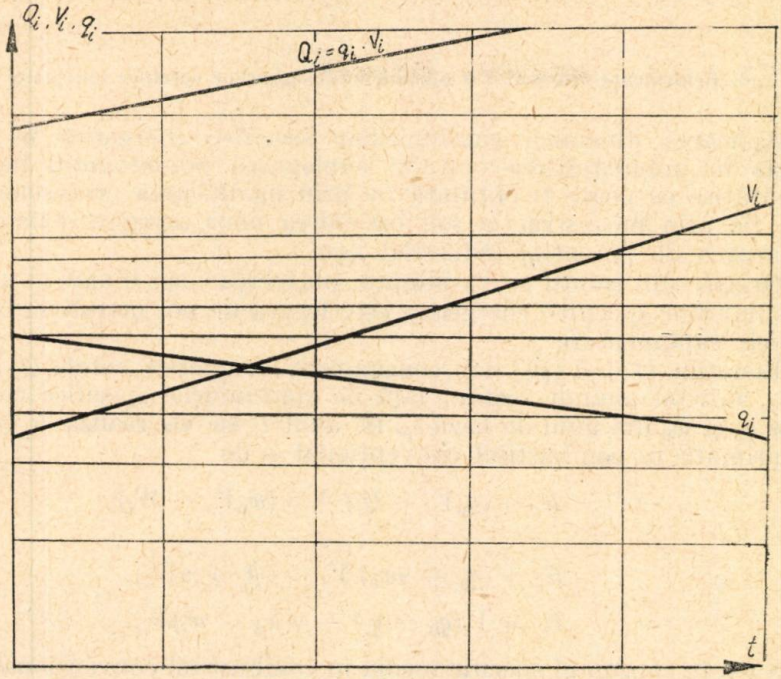
$$k_2 k_3 = \delta \text{ și } \frac{w_0 V_0}{(k_2 k_3)^{nt_0}} = \gamma$$

$$W_i = w_0 V_0 \cdot \delta^{n(t_i - t_0)}. \tag{14'}$$

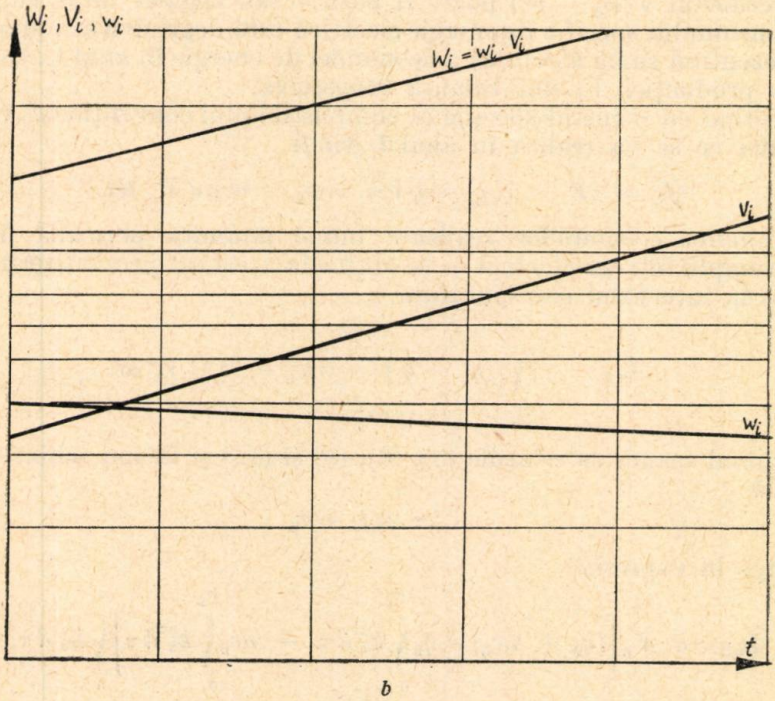
Curbele determinate de relațiile (13) și (14) pot fi obținute direct și pe cale grafică.

Dacă se reprezintă relația (5), respectiv relația (6) și relația (8), folosindu-se o scară semilogaritmică (fig. 3 *a* și *b*), atunci curba reprezentînd produsul lor va rezulta prin simpla însumare a ordonatelor curbelor inițiale.

Cunoscînd pentru anul t_i diversele valori Q_i și W_i ale diverselor ramuri de producție, consumul total global energetic va fi ΣQ_i și ΣW_i.



a



b

Fig. 3

d. **Echivalența economică a dinamicii consumurilor specifice energetice**

Aplicarea dinamicii consumurilor specifice energetice își găsește expresia în îmbunătățirea costului exploatării potențialului industrial, îmbunătățire ce poate fi obținută fie prin modificarea proceselor tehnologice, fie prin reconstrucția sau înlocuirea unor agregate existente, fie prin crearea de potențial industrial nou.

Oricare din soluții se va adopta, obținerea unei dinamici degresive a consumurilor specifice energetice este legată de noi investiții, respectiv cheltuieli suplimentare.

Ecuațiile (13) și (14) dau consumurile energetice totale Q_i și W_i în anul t_i, într-un anumit sector; față de consumurile specifice energetice inițiale q_0 și w_0 din anul de bază t_0, în anul t_i se va realiza o economie — exprimată în combustibil convențional — de

$$E_i = (q_0 V_i - Q_i) + \nu\,(w_0 V_i - W_i) \tag{15}$$

sau

$$E_i = (q_0 + \nu w_0)\, V_i - (Q_i + \nu W_i), \tag{15'}$$

$$E_i = V_i(q_0 - q_i) + \nu(w_0 - w_i)V_i, \tag{15''}$$

în care ν este consumul specific mediu în combustibil convențional pentru producerea unui kWh.

Termenul $\nu\,(w_0 - w_i)$ poate fi pozitiv sau negativ după cum dinamica consumului specific de energie electrică este degresivă sau progresivă, E_i reprezentînd suma algebrică a economiei de energie în anul t_i, corespunzătoare producției V_i din ramura respectivă.

Notînd cu σ costul specific al combustibilului convențional, valoarea economiei ce se va realiza în anul t_i va fi

$$L_i = \sigma E_i = [(q_0 - q_i) + \nu(w_0 - w_i)\, \sigma\, V_i \text{ lei}. \tag{16}$$

Valoarea economiilor realizate într-o anumită perioadă de timp — de exemplu într-un cincinal — se obține în acest caz prin integrarea relației (16) în intervalul corespunzător

$$L_{t_0 t_i} = \sigma \cdot \int_{t_0}^{t_i} [(q_0 - q_i) + \nu(w_0 - w_i)]\, V_i\, dt. \tag{17}$$

Ținînd seama de relațiile (5), (6), (8) și (12) și făcînd schimbarea de variabilă

$$\tau = t_i - t_0 \tag{18}$$

se ajunge la expresia

$$L_{t_0 t_i} = \sigma \cdot V_0 \left[(q_0 + \nu w_0) - q_0 \int_0^{\tau_i} k_1^{n\tau} d\tau - \nu w_0 \int_0^{\tau_i} k_2^{n\tau} d\tau \right] \int_0^{\tau_i} k_3^{n\tau} d\tau. \tag{19}$$

Pentru determinarea grafică a valorii economiilor realizate în perioada $(t_1, \ldots, t_2)$ (fig. 4) se construiesc curbele (vezi relația (15')):

$$C_1 = (q_0 + \nu w_0)\, V_i \tag{20}$$

$$C_2 = Q_i - \nu W_i \tag{21}$$

și se planimetrează suprafața $(C_1 - C_2)$ în intervalul care interesează.

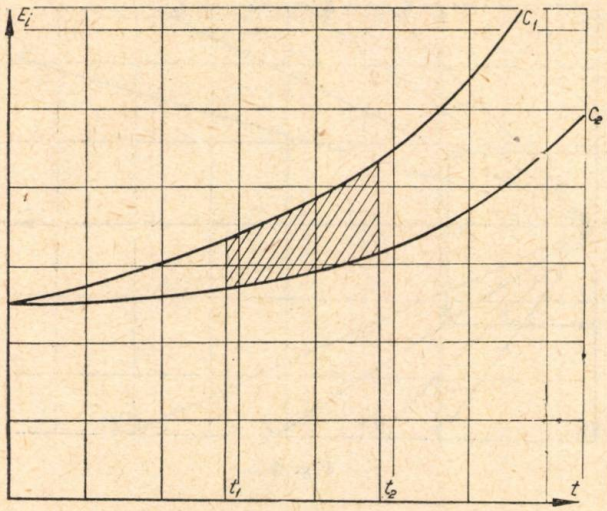


Fig. 4

Prin înmulțire cu σ — costul specific al combustibilului convențional — se obține valoarea în lei a economiilor realizate în perioada respectivă.

Valoarea economiei de energie L_i din anul t_i devine optim rentabilă atunci cînd amortismentul A al investițiilor făcute în acest scop, îndeplinește condiția

$$A \leqslant L_i \tag{22}$$

Notînd cu:

I, investiția specială din ramura de producție respectivă, exprimată în lei/unitatea de capacitate de producție,

N, numărul de ani în care este prevăzut a se face amortizarea respectivă, iar cu

π_i, capacitatea de producție din anul t_i și care îndeplinește condiția (22)

atunci

$$L_i = \frac{I \cdot \pi_i}{N}. \tag{23}$$

Considerînd drept parametri mărimile σ și I, relațiile (16) și (23) pentru anul t_i reprezintă o familie de drepte atunci cînd σ și I variază corespunzător diverselor niveluri de prețuri din anul t_i. Așadar în anul t_i căruia îi corespunde o anumită producție reală V_i (8) și o anumită economie de combustibil convențional E_i (15), va exista, corespunzător diverselor niveluri de prețuri exprimate prin σ și I, o capacitate de producție π optimă, astfel încît să fie satisfăcută condiția (23).

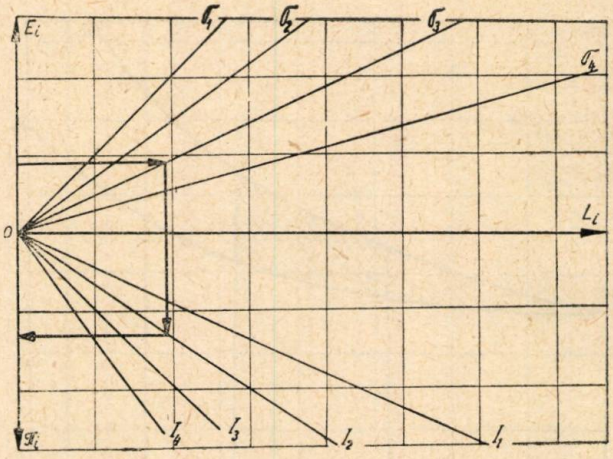


Fig. 5

În general, $\pi_i \neq V_i$. Dacă $\pi_i > V_i$ rezultă că dinamica consumurilor specifice energetice asigură amortizarea în mai puțin de N ani, deci situație excepțional de favorabilă.

Dacă $\pi_i = V_i$ este o situație normală optimă, iar $\pi_i < V_i$, economia de combustibil nu este de natură a acoperi amortismentul, acesta din urmă urmînd a încărca și prețul de cost al produsului respectiv.

În figura 5 este arătată diagrama pe baza căreia urmează a se stabili echivalența economică a dinamicii consumurilor specifice corespunzătoare anului t_i.

Repetînd această diagramă pentru anii care interesează în perioada de timp $(t_0, \ldots, t_i)$, se va stabili dacă în acest timp se va putea atinge situația normală optimă $\pi_i = V_i$, respectiv care este nivelul de prețuri σ și I care ar putea asigura această situație optimă.

Diagrama din figura 5 are o importanță deosebită pentru fiecare ramură de producție, întrucît oferă posibilitatea stabilirii oportunității adoptării unor soluții avantajoase sau dezavantajoase din punct de vedere energetic, după cum costurile specifice ale combustibilului convențional și investiției ne conduc la relația $\pi_i > V_i$ sau $\pi_i < V_i$.

În relația (15) s-a considerat că energia electrică este produsă numai în centrale termice; al doilea termen al relației va trebui să fie afectat de un coeficient subunitar atunci cînd ponderea energiei electrice produsă în centrale hidroelectrice va interveni într-un procent mai mare.

CONCLUZII

Prin prezentul articol se indică o metodă pentru determinarea consumurilor energetice — termice şi electrice — pe baza stabilirii dinamicii consumurilor specifice energetice, în diversele sectoare ale economiei naţionale.

Metoda are un caracter tehnico-analitic şi este valabilă pentru toate sectoarele economiei naţionale.

Studiul cuprinde relaţii şi nomograme care permit stabilirea condiţiilor energo-economice de realizare a noilor investiţii, în funcţie de dinamica producţiei şi a consumurilor energetice specifice.

Acest mod de tratare a problemei nu este întîlnit în literatura de specialitate şi ca atare poate fi considerat ca original.

Metoda elaborată a fost aplicată în sectorul materialelor de construcţie (industria cimentului), stabilindu-se şi aici nomograme şi relaţii care de asemenea nu au fost întîlnite pînă în prezent în literatură, obţinîndu-se rezultate interesante pentru economia naţională; acestea vor face obiectul unui referat ce urmează a fi publicat.

К УСТАНОВЛЕНИЮ ДИНАМИКИ ЭНЕРГЕТИЧЕСКОГО ПОТРЕБЛЕНИЯ

КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ

Указывается метод определения энергетического потребления (теплового и электрического) на основании установления динамики удельного энергетического потребления в важнейших отраслях народного хозяйства.

Работа содержит расчетные формулы и номограммы, позволяющие определить энерго-экономические условия для новых капиталовложений в зависимости от динамики производства и удельного потребления.

Метод, применяемый в особенности в странах с плановым народным хозяйством, имеет технически-аналитический характер и применим для всех отраслей народного хозяйства.

CONTRIBUTION À L'ÉTUDE DE LA DYNAMIQUE DES CONSOMMATIONS D'ÉNERGIE

RÉSUMÉ

Les auteurs exposent une métode servant à déterminer les consommations d'énergie — thermique et électrique — méthode qui repose sur une étude de la dynamique des consommations spécifiques d'énergie dans les principales branches de l'économie nationale.

L'article contient des relations et des nomogrammes permettant d'établir les conditions énergo-économiques nécessaires à la réalisation de nouvelles investitions, fonction de la marche de la production et des consommations spécifiques.

La méthode — applicable en particulier dans les pays à l'économie planifiée — a un caractère technico-analytique et peut être appliquée dans tous les domaines de l'économie nationale.

BIBLIOGRAFIE

1. LEOPOLD SCHMETTERER, *Rapport sur les méthodes employées dans la statistique de l'énergie.* 5ème Conférence Mondiale de l'Energie, Viena (1956).
2. * * * *Directivele Congresului al II-lea al P.M.R. cu privire la cel de al doilea plan cincinal de dezvoltare a economiei naționale pe anii 1956—1960.* Ed. de Stat pentru literatură politică, București (1953).
3. A. DUMITRESCU, M. ELEFTERESCU, S. KOVACS, *Dinamica consumurilor energetice-termice și electrice în industria lianților, din ramura materialelor de construcții din R.P.R.* Biblioteca Institutului de energetică (1958).

RANDAMENTUL TERMIC, TERMODINAMIC ŞI EXERGETIC AL INSTALAŢIILOR TERMOENERGETICE*)

DE

D. BUIMOVICI

Randamentul termic al ciclurilor instalaţiilor termoenergetice (centrale de forţă cu abur, motoare, turbine cu gaz etc.) este exprimat prin cunoscuta relaţie

$$\eta_t = \frac{L}{Q^p} = \frac{Q^p - Q^c}{Q^p}, \qquad (1)$$

în care

L este cantitatea de lucru mecanic cedată de instalaţie;

Q^p, cantitatea de căldură primită de instalaţie;

Q^c, cantitatea de căldură cedată de instalaţie.

Această definiţie a randamentului termic este valabilă în următoarele premise:

— agentul de lucru efectuează procese ciclice,

— sistemul este izolat masic (între sistem şi mediul exterior nu are loc schimb de masă),

— sistemul schimbă cu mediul exterior numai căldură şi lucrul mecanic.

Aceste condiţii nu se constată la funcţionarea instalaţiilor termoenergetice. Pentru a putea totuşi aplica analiza termodinamică precizată de condiţiile enumerate mai sus, se recurge la următoarele:

— Se alege drept sistem (termodinamic) unitatea de cantitate de agent de lucru; deci randamentul termic se referă indirect la instalaţia termoenergetică, prin intermediul agentului de lucru.

— Schimburile de masă sînt considerate, fictiv, prin schimbări corespunzătoare de energie (sub formă de căldură).

*) Acest articol reprezintă într-o formă detaliată şi adăugită, o parte din comunicarea autorului *Exergia combustibililor* expusă la Sesiunea generală ştiinţifică a Academiei R.P.R. din 26—28 septembrie 1957.

— Energia de reacție a procesului de ardere este considerată, întotdeauna ca provenind ca o cantitate de căldură din afara sistemului (a unității de cantitate de agent de lucru), indiferent dacă în realitate instalația termoenergetică este de tipul cu ardere „externă" sau „internă".

— Sistemul se găsește în orice moment în stare de echilibru termic și mecanic; în cazul transformărilor ireversibile se acceptă existența unui strat limită pe partea interioară a suprafeței de control, în care temperatura (și presiunea) se modifică de la valoarea mediului exterior (ambiant) la valoarea din sistem.

Randamentul termic, noțiunea încetățenită în termodinamica și disciplinele tehnice este strîns legat de formularea celui de al doilea principiu al termodinamicii, indicînd gradul de transformare a căldurii în lucru mecanic. În cazul respectării condițiilor integrale de reversibilitate, deci în cazul în care se obține valoarea maximă a lucrului mecanic, randamentul termic mai este exprimat prin relația

$$\eta_t = \frac{T_1 - T_2}{T_1}, \tag{2}$$

unde

T_1 este temperatura absolută a sursei calde, cu care vine în contact sistemul, iar

T_2 — temperatura absolută a sursei reci, cu care vine în contact sistemul.

Pentru ca η_t să atingă valori cît mai mari este necesar fie ca T_1 să crească, fie T_2 să scadă. Temperatura T_1 a sursei calde poate fi aleasă teoretic oricît de mare, în practică fiind limitată de considerente de ordin tehnologic. În schimb, temperatura sursei reci nu poate fi aleasă ori cît de mică. În condițiile de pe pămînt în care se desfășoară majoritatea proceselor tehnice, temperatura minim realizabilă a sursei reci este egală cu temperatura mediului ambiant (a aerului, apelor, scoarței pămîntești). Randamentul ciclului unei instalații termoenergetice nu poate fi mărit prin coborîrea temperaturii sursei reci sub temperatura mediului ambiant, deoarece în cazul ideal lucrul mecanic suplimentar obținut ar fi egal cu lucrul mecanic cheltuit pentru coborîrea temperaturii sursei reci; în cazul real, al proceselor ireversibile, printr-o astfel de măsură randamentul global ar scădea. Rolul temperaturii mediului ambiant, ca valoare limită a ciclurilor termoenergetice, este în fond o consecință a principiului al doilea al termodinamicii.

Din cele de mai sus rezultă că o cantitate de căldură, transmisă instalației termoenergetice la temperatura mediului ambiant, este fără valoare din punct de vedere al transformării căldurii în lucru mecanic; din aceasta rezultă că numai o parte din cantitatea de căldură, transmisă sistemului la o temperatura superioară temperaturii ambiante, este valoroasă din punct de vedere al efectuării de lucru mecanic. Această parte denumită capacitate de efectuare de lucru mecanic a căldurii [1], [2] sau energie a căldurii [3] este exprimată prin relația

$$Ex_Q = Q^p \frac{T_1 - T_0}{T_1} = Q^p \eta_c \tag{3}$$

şi

$$dEx_Q = dQ^p \cdot \frac{T_1 - T_0}{T_1} = dQ^p \cdot \eta_c, \tag{3'}$$

unde

T_0 este temperatura absolută a mediului ambiant, iar

η_c, randamentul termic al ciclului Carnot, desfăşurat între temperaturile T_1 şi T_0.

Exergia unei cantităţi de căldură — transmisă sistemului — reprezintă lucrul mecanic maxim ce se poate obţine de către sistem, respectîndu-se toate condiţiile de reversibilitate.

Randamentul termic al ciclului unei instalaţii termoenergetice exprimă fidel gradul de transformare al căldurii în lucru mecanic, în condiţiile date; ca randament [4] prezintă însă anumite deficienţe:

— este referit la o situaţie, care teoretic se dovedeşte a fi irealizabilă;

— nu atinge, chiar în cazul desfăşurării în condiţii integrale de reversibilitate a ciclului, valoarea 1, deci valoarea numerică a randamentului nu reprezintă un indice al gradului de perfecţiune al ciclului.

Randamentul termodinamic η_T definit de relaţia

$$\eta_T = \frac{L}{Ex_Q} = \frac{L}{\int dQ^p \frac{T_1 - T_0}{T_1}} \tag{4}$$

spre diferenţă de randamentul termic, nu mai prezintă deficienţele enumerate anterior. Pentru anumite condiţii date, randamentul termodinamic reprezintă măsura fidelă a gradului de perfecţie a instalaţiei; cu alte cuvinte indică în ce măsură este necesar de ameliorat ciclul pentru a atinge valoare maximă, unitatea.

Randamentul termodinamic al ciclurilor Carnot, cu temperaturi diferite ale sursei calde, dar cu aceeaşi temperatură a sursei reci, egală cu temperatura mediului ambiant, este întotdeauna egal cu unitatea.

Randamentul termodinamic al unui ciclu direct constituie raportul dintre lucrul mecanic efectiv cedat şi lucrul mecanic maxim, realizabil în condiţiile date.

Randamentul unei instalaţii termoenergetice mai poate fi definit fără includerea limitărilor, menţionate în prima parte. Într-o asemenea analiză termodinamică se consideră, spre diferenţa de cazul anterior, următoarele:

— Drept sistem nu mai este aleasă unitatea de cantitate de agent de lucru, ci întreaga instalaţie termoenergetică; randamentul calculat se va referi direct la instalaţia termoenergetică, şi nu prin intermediul ciclului agentului de lucru.

— Sistemul nu mai este izolat masic; în calculul randamentului se va ţine seama de cantităţile de energie, aduse sau scoase din sistem de către cantităţile de substanţă ce intră sau ies din sistem.

— În categoria cantităților de energie, „purtată" de substanță, se include și energia de reacție a procesului de ardere. Deoarece substanța combustibilă, împreună cu substanța comburantă, intră în sistem din mediul exterior, iar produsele de ardere părăsesc sistemul, deci intervin cantitățile corespunzătoare de lucru mecanic de dislocare, se va opera cu entalpia de reacție a procesului de ardere.

— Funcționarea instalației are loc în mod continuu; funcționarea ciclică reprezintă un caz particular al funcționării continue.

Relația de definiție a randamentului termic a instalației termoenergetice, analizată termodinamic după condițiile menționate, este

$$\eta_t = \frac{L}{\Sigma I^p + \Sigma(\Delta I_R)^p}, \tag{5}$$

unde

ΣI^p este suma entalpiilor primite de sistem, corespunzătoare stării substanțelor la intrarea acestora în sistem, iar

$\Sigma(\Delta I_R)^p$ suma entalpiilor de reacție primite de sistem, corespunzătoare stării alese ca origine a scalei de entalpie.

În marea majoritate a cazurilor curente ΣI^p este foarte mic față de $\Sigma(\Delta I_R)^p$, așa încît este neglijat.

Atunci

$$\eta_t = \frac{L}{\Sigma(\Delta I_R)^p}. \tag{5'}$$

În alte cazuri, cînd se urmărește comportarea turbinelor, considerate izolate, sau în cazurile speciale de instalații termoenergetice, ce folosesc energia conținută în gazele naturale necombustibile, dar de presiune sau temperatură mare, entalpia de reacție a substanțelor ce intră în sistemul considerat este nulă.

Atunci

$$\eta_t = \frac{L}{\Sigma I^p}. \tag{5''}$$

Cantitățile de energie (L, I, (ΔI_R)) ce figurează în formulele (5), (5') și (5'') sînt fie referite la un același interval de timp, fie la unitatea de cantitate de lucru mecanic efectuat, fie la unitatea de cantitate de substanță (agent de lucru) care intră (sau iese) din sistem. Acest din urmă caz, pentru care suprafața de control a sistemului considerat se confundă cu limitele spațiale ale întregii instalații termoenergetice, nu este similar analizei termodinamice expuse în prima parte, după care suprafața de control a sistemului considerat se confundă cu limitele spațiale ale unității de cantitate de substanță (agent de lucru).

Raportarea randamentului termic al sistemelor neizolate masic la entalpia (în loc de energia internă) cantităților de substanță alterează într-o oarecare măsură sensul inițial al randamentului termic — exprimarea gradului de transformare a energiei dezordonate în energie ordo-

nată, — deoarece în entalpie este cuprins şi lucrul mecanic de dislocare, formă ordonată de transmitere de energie.

Randamentul termic, exprimat prin formulele (5), (5′) şi (5″) prezintă aceeaşi deficienţă principală, menţionată în legătură cu formula (1) : neluarea în seamă a parametrilor la care se transferă cantităţile de energie. De astă dată, deoarece se referă la energia — respectiv entalpia — unor cantităţi de substanţă, trebuie să se ţină seama de doi parametri, — temperatura şi presiunea, — spre diferenţă de cazul anterior, a energiei sub formă de căldură, pentru care era necesară luarea în consideraţie doar a temperaturii.

Cantităţile de entalpie şi entropie de reacţie, ce figurează în numitorul randamentului termic, pot fi referite, în mod principal, la o origine arbitrar aleasă. Prin această alegere capătă însă şi randamentul termic o valoare arbitrară. Alegerea, în mod convenţional, a unei origini (de ex. 0°C, 1 atm) stabileşte ordine în determinarea randamentelor termice, fără să aducă însă soluţia corectă. Aceasta deoarece, ca o consecinţă a principiului al doilea al termodinamicii, energia internă a unei cantităţi de substanţă se poate transforma în lucru mecanic pînă ce substanţa ajunge în stare de echilibru cu mediul ambiant. Depăşirea parametrilor mediului ambiant — atît temperatura cît şi presiunea substanţei ajung la valori mai mici decît cele corespunzătoare mediului ambiant — trebuie să fie compensată de o altă transformare în mediul ambiant; efectul global este negativ, sau în cazul ideal nul. Este de remarcat că o depăşire a unuia din parametrii substanţei — fie temperatura, fie presiunea — sub valoarea corespunzătoare mediului ambiant este posibilă, fără să necesite o compensare în mediul ambiant.

Deci originea scalei de entalpie nu poate fi arbitrar aleasă, ci este fixată de temperatura şi presiunea mediului ambiant. Randamentul termic va fi exprimat corect prin relaţia

$$\eta_{lt} = \frac{L}{\Sigma(I - I_0)^p + \Sigma(\Delta I_R)_0^p}, \tag{6}$$

$$\eta_{lt} = \frac{L}{\Sigma(\Delta I_R)_0^p}, \tag{6′}$$

$$\eta_{lt} = \frac{L}{\Sigma(I - I_0)^p}, \tag{6″}$$

unde I_0 este entalpia respectivei substanţe, la parametrii mediului ambiant, $(\Delta I_R)_0$, entalpia de reacţie a respectivei substanţe la parametrii mediului ambiant.

Energia internă şi energia de reacţie a unei substanţe nu pot fi transformate integral în lucru mecanic. Lucrul mecanic maxim, ce se poate obţine din aducerea în stare de echilibru termodinamic cu mediul ambiant a unei cantităţi de substanţă, este denumit sau energie utilizabilă [5], sau capacitate tehnică de efectuare de lucru mecanic [6], [7], sau exergie [3].

Pentru cazul uzual tehnic, cînd substanța intră în sistemul considerat din mediul exterior, exergia este exprimată prin relația

$$Ex_s = I - I_0 - T_0 (S - S_0), \tag{7}$$

unde S și S_0 reprezintă entropia substanței în starea inițială și în starea finală de echilibru termodinamic cu mediul ambiant.

Lucrul mecanic maxim ce se poate obține din energia de reacție a unei cantități de substanță corespunde unei transformări izobare — izoterme. Parametrii mediului ambiant fiind adoptați ca origine a scalei de entalpie, lucrul mecanic maxim (mai poate fi denumit exergia reacției izoterme), este exprimat prin cunoscuta relație din termodinamica chimică

$$L_{\max} = (\Delta I_R)_0 - T_0 (\Delta S_R)_0, \tag{8}$$

unde $(\Delta S_R)_0$ reprezintă entropia de reacție, corespunzătoare parametrilor mediului ambiant.

Lucrul mecanic maxim (total) ce se poate obține din energia internă și energia de reacție a unei cantități de substanță, ce intră în sistem din mediul exterior, este exprimat prin însumarea relațiilor (7) și (8)

$$L_{\max\ sc} = I - I_0 + (\Delta I_R)_0 - T_0 [S - S_0 + (\Delta S_R)_0]. \tag{9}$$

Pentru aceleași motive, menționate în prima parte a articolului, randamentul termodinamic al instalațiilor termoenergetice este exprimat prin relația

$$\eta_T = \frac{L}{\Sigma \{I - I_0 + (\Delta I_R)_0 - T_0 [S - S_0 + (\Delta S_R)_0]\}^p} = \frac{L}{\Sigma E x_s^p + \Sigma L_{\max\ sc}^p} \tag{10}$$

$$\eta_T = \frac{L}{\Sigma [(\Delta I_R)_0 - T_0 (\Delta S_R)_0]^p} = \frac{L}{\Sigma L_{\max\ sc}^p} \tag{10'}$$

sau

$$\eta_T = \frac{L}{\Sigma [I - I_0 - T_0 (S - S_0)]^p} = \frac{L}{\Sigma_{x_s}^p}. \tag{10''}$$

Randamentul termodinamic, conform formulei (10''), reprezintă fidel gradul de perfecțiune a funcționării instalației considerate, spre deosebire de relațiile (10) și (10'). Deficiența constă în definirea lucrului mecanic maxim ce se poate obține din energia de reacție a substanței. În cele ce urmează se va analiza această problemă pentru cazul specific al instalațiilor termoenergetice, la care energia de reacție se manifestă în procesele de ardere.

Lucrul mecanic maxim ce se poate obține prin arderea unui combustibil, definit prin relația (8), presupune desfășurarea izotermă a procesului de ardere. Realizarea tehnică a combustiei izoterme, a pilelor de combustibil, nu a fost încă rezolvată. Procesele reale (tehnice) de ardere, așa cum au loc în totalitatea instalațiilor termoenergetice, constau în crearea unei diferențe de temperatură; de altfel, cu cît această diferență

este mai mare, cu atît mai perfect este şi procesul de ardere. Prin aceasta însă arderea nu mai are loc în condiţii integrale de reversibilitate, ceea ce cauzează o pierdere, care poate fi numită pierdere prin neizotermismul reacţiei.

Considerarea arderii din punctul de vedere al transformării în lucru mecanic poate fi făcută în două etape : *a*) procesul de ardere propriu-zis, total ireversibil, care se termină prin formarea produselor de ardere, aflate la temperatura teoretică de ardere ; *b*) folosirea, în condiţii de reversibilitate, a entalpiei produselor de ardere pentru obţinerea de lucru mecanic maxim.

Deci, lucrul mecanic maxim ce se poate obţine la procesul real de ardere, pentru care se propune denumirea de exergie a substanţei combustibile *), este exprimat prin aceeaşi formulă (7) :

$$Ex_{sc} = I - I_0 - T_0 (S_f - S_{f0}) = (\Delta I_R)_0 - T_0 (S_f - S_{f0}), \qquad (11)$$

unde S_f reprezintă entropia produselor finale de ardere în condiţiile de la sfîrşitul primei etape a procesului de ardere (temperatura teoretică de ardere şi presiunea mediului ambiant).

Diferenţa între lucrul mecanic maxim şi exergia unui combustibil reprezintă pierderea prin neizotermismul reacţiei şi este egală cu

$$L_{\max\, sc} - Ex_{sc} = T_0 (\Delta S_R)_0 - T_0 (S_{i0} - S_{f0}) = T_0 (S_{i0} - S_f), \qquad (12)$$

respectiv cu produsul dintre temperatura ambiantă şi diferenţa între entropia componenţilor iniţiali a reacţiei, aflaţi la temperatura ambiantă şi entropia produşilor finali ai reacţiei, aflaţi la temperatura teoretică de ardere. Este de remarcat caracterul specific al acestei pierderi, care apare în toate procesele de ardere, valoarea sa fiind determinată de condiţiile concrete ale instalaţiei. De aceea, pentru a căpăta o expresie a randamentului instalaţiilor termoenergetice (alimentate cu combustibil), expresie care să satisfacă cerinţele menţionate anterior :

— se reprezintă măsura fidelă a perfecţiunii funcţionării instalaţiei ;

— în cazul respectării condiţiilor de reversibilitate (teoretic realizabile) valoarea randamentului să devină egală cu 1 ;

— se propune randamentul exergetic al instalaţiilor termoenergetice, în numitorul căruia va figura exergia substanţei combustibile

$$\eta_{lex} = \frac{L}{\Sigma [(\Delta I_R)_0 - T_0 (S_f - S_{f0})]^p + \Sigma [(I - I_0) - T_0 (S - S_0)]^p} = \frac{L}{\Sigma E x_s^p + \Sigma E x_{sc}^p} \qquad (13)$$

sau

$$\eta_{lex} = \frac{L}{\Sigma [(\Delta I_R)_0 - T_0 (S_f - S_{f0})]^p} = \frac{L}{\Sigma E x_{sc}^p}. \qquad (13')$$

*) Corect ar trebui să se denumească exergia procesului de ardere a substanţei combustibile respective cu substanţa comburată respectivă : pentru simplificarea exprimării energia este referită doar la substanţa combustibilă.

Randamentul termodinamic al instalației termoenergetice alimentate cu combustibil va fi totdeauna mai mic decît randamentul exergetic al acestora, deoarece include pierderea prin neizotermismul reacției, inevitabilă în toate procesele tehnice de ardere. Arderea izotermă reversibilă contrazice însuși conținutul fizic al procesului tehnic de ardere și din această cauză nu poate fi adoptat ca model idealizat. În schimb, randamentul exergetic presupune o desfășurare reversibilă pentru procesele de folosire a produselor arderii, considerînd, cum are loc în realitate, procesul de ardere propriu-zis drept total ireversibil; modelul idealizat pe care se bazează randamentul exergetic este în concordanță cu conținutul fizic al arderii tehnice; valoarea maximă (1) a randamentului exergetic nu este înpractică, realizată doar din cauza imperfecțiunilor instalației termoenergetice.

Exergia unei cantități de substanță combustibilă depinde de excesul de aer (sau în cazul general de comburant), la care decurge arderea, deoarece în funcție de acesta se schimbă valoarea numerică a diferenței $(S_f - S_{f0})$. Reiese deci că randamentul exergetic al unei instalații termoenergetice alimentate cu un același sort de combustibil, va fi referit totuși la valori diferite, în funcție de excesul de comburant, spre diferență de randamentul termic și randamentul termodinamic, care vor fi referite numai la o singură valoare $(\Delta I_R)_{sc}$ sau $L_{\max sc}$. Aceasta constituie o superioritate a randamentului exergetic față de celelalte două randamente, deoarece corespunde fidel realității; într-adevăr, două procese de ardere perfecte ale aceluiași combustibil, dar la excese diferite de comburant, nu sînt echivalente din punct de vedere energetic.

Prezintă interes stabilirea unui raport între lucrul mecanic efectiv cedat de instalație și exergia substanței combustibile, pentru excesul teoretic de comburant. Pentru acest raport se propune denumirea de grad de eficacitate [8]. Deci

$$\Omega = \frac{L}{\Sigma[(\Delta I_R)_0 - T_0(S_f^* - S_{f0}^*)]} \tag{14}$$

unde semnul * precizează excesul teoretic de comburant.

Exergia substanței combustibile, pentru excesul teoretic de comburant, este propusă a fi denumită „exergie caracteristică".

Gradul de eficacitate nu constituie un randament, deoarece se referă la o cantitate de exergie, care nu este primită în realitate de sistemul considerat. Randamentul, ca noțiune termodinamică, este o mărime ce rezultă dintr-o ecuație de bilanț a sistemului considerat și se referă la cantitățile de energie sau exergie ce sînt primite în realitate de sistem.

Randamentul termic al ciclului unei instalații termoenergetice nu este echivalent cu randamentul termic al instalației termoenergetice. Acesta din urmă, dedus din considerarea termodinamică a instalației ca un sistem neizolat masic, conține la numitor cantități de entalpie și entalpie de reacție, spre diferență de cantitățile de căldură, care figurează în numitorul randamentului termic al ciclurilor instalațiilor.

Randamentul termic nu ține seama de calitatea cantităților de energie primită (ci numai de cantitatea lor); de asemenea se referă la o

situaţie limită irealizabilă conform principiului al doilea al termodinamicii. Aceste deficienţe sînt înlăturate prin adoptarea randamentului termodinamic al instalaţiilor termoenergetice — raport între lucrul mecanic efectiv cedat de instalaţie şi lucrul mecanic maxim ce s-ar putea obţine din cantităţile de energie primite de instalaţie.

În cazul instalaţiilor termoenergetice de ardere randamentul termodinamic este referit la lucrul mecanic maxim al procesului izoterm de ardere. Modelul idealizat al arderii izoterme nu corespunde însă realităţii fizice a arderii tehnice, al cărei sens constă tocmai în crearea unei diferenţe de temperatură. În cuprinsul acestui articol se propune diferenţierea între lucrul mecanic maxim a unei substanţe combustibile (ardere izotermă) şi exergia aceleaşi substanţe combustibile (ardere tehnică). Randamentul exergetic al instalaţiilor de ardere va conţine la numitor exergia (Ex_s) şi exergia de reacţie (Ex_{sc}) a substanţelor ce intră în instalaţie; prin aceasta randamentul exergetic reprezintă în mod corect gradul de perfecţiune al instalaţiei, respectiv procentul de pierderi.

Pentru instalaţiile termoenergetice care primesc fluxuri de substanţă fără conţinut de entalpie de reacţie, randamentul exergetic se confundă cu randamentul termodinamic.

Pentru instalaţiile termoenergetice de ardere se propune un nou indice — gradul de eficacitate — în care lucrul mecanic cedat de instalaţie este referit la exergia caracteristică a substanţei combustibile, respectiv la arderea cu excesul teoretic de comburant.

ТЕРМИЧЕСКИЙ, ТЕРМОДИНАМИЧЕСКИЙ И ЭКСЕРГЕТИЧЕСКИЙ К. П. Д. ТЕПЛОСИЛОВЫХ УСТАНОВОК

КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ

Термический к .п .д. цикла теплосиловой установки не эквивалентен к.п.д. самой теплосиловой установки. Последний, выведенный при термодинамическом рассмотрении установки, как неизолированной с точки зрения массообмена системы, содержит в знаменателе энтальпии, а также энтальпию реакций, в отличие от количества тепла, содержащегося в знаменателе термического к.п.д. циклов установок.

В случае теплосиловых установок, в которых источником энергии является процесс горения, термодинамический к.п.д. относится к максимальной работе изотермического процесса горения. Но идеализированное представление изотермического горения не соответствует физической сущности технического процесса горения, смысл которого заключается именно в создании разности температуры. В настоящей статье предлагается установить различие между максимальной работой горючего вещества (изотермическое горение) и эксергией этого же вещества (техническое горение). Эксергетический к.п.д. установок с процессом горения будет содержать в знаменателе эксергию, а также эксергию реакций веществ, поступающих в установку; тем самым эксергетический к.п.д. правильно выражает степень совершенства установки и соответственно процент потери.

Для теплосиловых установок с процессами горения предлагается новый показатель, а именно степень эффективности, в котором механическая работа, отдаваемая установкой, относится к характеристической эксергии горючевого вещества и соответственно к сжиганию с теоретическим избытком горючего.

LE RENDEMENT THERMIQUE, THERMODYNAMIQUE ET ÉXERGÉTIQUE DES INSTALLATIONS THERMOÉNERGÉTIQUES

RÉSUMÉ

Le rendement thermique du cycle d'une installation thermoénergétique n'est pas équivalent au rendement thermique de l'installation thermoénergétique elle-même

Ce dernier est considéré comme un résultat de l'installation prise comme un système thermodynamique à la masse non isolée, a pour dénominateur des quantités d'enthalpie et enthalpie de réaction ; ce qui n'est pas le cas pour les cycles de l'installation où les quantités de chaleur figurent au dénominateur du rendement thermique.

Dans le cas des installations thermoénergétiques à combustion, le rendement thermodynamique est rapporté au travail mécanique maximum du procès isothermique de combustion.

Le modèle idéalisé de la combustion isothermique ne correspond cependant pas à la réalité physique de la combustion technique dont l'effet essentiel consiste justement à créer une différence de température. Cet article se propose de distinguer la notion de travail mécanique maximum d'une substance combustible (combustion isotherme) de celle d'exergie de cette même substance combustible (combustion technique). Le rendement exergétique de l'installation de combustion comportera, au dénominateur, l'exergie et l'exergie de réaction, des substances qui font partie de l'installation ; par là, le rendement exergétique représente d'une manière correcte le degré de perfection de l'installation, à savoir le pourcentage de pertes.

Pour les installations thermoénergétiques de combustion, un nouveau critérium est proposé — le degré d'efficacité — conformément auquel le travail cédé par l'installation est rapporté à l'exergie caractéristique de la substance combustible ou plutôt à la combustion à excès théorique de comburant.

BIBLIOGRAFIE

1. P. GRASSMAN, Chemie-Ingenieur Technik, 77 (1950).
2. Д. П. Гохштейн, Энтролинный метод расчета энергетических потерь. Москва, 1951.
3. Z. RANT, Forschung Ing. wes, 36 (1956) ; Allgemeine Wärmetechnik, 25 (1957).
4. K. NESSELMANN, Allgemeine Wärmetechnik, 141 (1953).
5. S. DARRIEUS, Revue générale de l'électricité, 963 (1930).
6. F. BOŠNJAKOVIČ, *Technische Thermodynamik*. Dresden (1953).
7. В. С. Жуковский, *Техническая термодинамика*. Москва (1952).

NOMOGRAME PENTRU CALCULUL PROCESELOR DE ARDERE ÎN FOCARE INDUSTRIALE*)

DE

D. BÎCLEȘANU, I. CARABOGDAN și F. WESTFRIED

1.1. Calculul proceselor de ardere constituie baza teoretică a proiectării și încercării focarelor industriale. Fundamentat pe considerente stoechiometrice care stabilesc relațiile dintre elementele chimice combustibile sau necombustibile ce participă în procesul intim de ardere și pe formulări de bilanț termic care satisfac valorilor calorice puse în joc prin fenomenul de combustie, calculul arderii aduce prin dubla sa esență — chimică și termică — contribuția esențială în studiul funcțional al focarelor.

1.2. Metodele de calcul ale arderii combustibililor solizi, lichizi sau gazoși, prezentate de literatura de specialitate [1], [2], sînt variate, fiecare autor utilizînd exprimări adecvate schemei proprii de calcul. De asemenea se mai prezintă în literatură și rezolvări grafice [2] ale ecuațiilor de ardere. Ele permit, în limitele aproximațiilor tehnice, simplificarea operațiilor matematice și transpunerea pe nomograme, ce înglobează domeniul uzual de variație al mărimilor de calcul, a valorilor de rezultat.

În general, nomogramele existente [2] se referă la formule teoretice sau statistice aplicabile unor sorturi specifice de combustibil. Se cunosc nomogramele V. D. I. bazate pe metoda germană de calcul, aplicabile cu precădere la gama combustibililor germani și calculate în funcție de puterea calorifică a acestora. Este de remarcat că atunci cînd se ia ca bază de calcul puterea calorifică nu se pot determina cantitățile de gaze pe componentele rezultate din ardere, cantități necesare construirii diagramei (i, t).

În articolul de față se prezintă o serie de noi nomograme de calcul ai arderii. Ele au fost elaborate după metoda de calcul V. T. I. — Ț. K. T. I.**), care ia în considerare compoziția elementară a combustibilului fapt ce permite, spre deosebire de cazul citat anterior, determinarea

*) Lucrare prezentată Institutului de energetică la data de 4 ianuarie 1957.

**) V.T.I. Institutul termotehnic al U.R.S.S.
Ț.K.T.I. Institutul central de cazane și turbine al U.R.S.S.

cantităților de gaze pe componentele rezultate din ardere. Pe lîngă aceasta, metoda unificată de calcul adoptată în U.R.S.S. este mai precisă, întrucît ține seama și de sulful combustibil, introdus în calcul prin mărimea

$$K_t = c + 0{,}375\, s_c;$$

unde

c este greutatea de carbon, în %,

s_c — greutatea de sulf combustibil, în %.

Datorită faptului că o mare parte din combustibilii solizi din R.P.R. au un conținut bogat de sulf (2—7% raportat la masa naturală) este evident că rezultatele de calcul vor fi afectate în consecință.

Nomogramele prezentate satisfac unei largi game de combustibil printre care se situează și combustibilii indigeni. Astfel ele au fost construite pentru următoarele limite de variație a compoziției elementare a combustibilului:

K_t	20—95% (procente de greutate)
o_2	0—20%
h	0—25%
w	0—50%

în aceste intervale incluzîndu-se atît combustibilii solizi cît și cei lichizi și gazoși.

Nomogramele permit construirea rapidă a diagramelor (i, t). Determinînd cu ajutorul lor cantitățile gazelor rezultate din ardere pentru un anumit exces de aer se obține entalpia amestecului la diferite temperaturi. Repetînd operația la diferite excese de aer se construiește diagrama (i, t).

2.1. Aceste nomograme își găsesc o utilitate imediată în proiectarea și exploatarea focarelor, datorită faptului că pun la dispoziția celor interesați un mijloc de calcul rapid și sigur.

Cu ajutorul lor se pot determina:

2.2. Pentru combustibilii solizi și lichizi:

— cantitatea teoretică de aer de ardere funcție de analiza elementară a combustibilului;

— cantitatea de gaze uscată rezultată din ardere;

— cantitatea de vapori de apă rezultată din ardere;

— entalpia componentelor gazelor rezultate.

2.3. Pentru combustibilii gazoși, folosind transformările prezentate mai jos, se pot utiliza aceleași nomograme ca la punctul 2.2. Metoda constă în a determina procentele de greutate ale componentelor gazului și a obține apoi compoziția elementară a combustibilului propus.

De obicei în mod curent compoziția combustibilului gazos se dă în procente volumetrice. Cunoscînd greutatea moleculară a fiecăruia din componenții gazului se poate calcula atunci greutatea moleculară aparentă a amestecului cu ajutorul expresiei

$$100\ \mu_{am} = \Sigma\, \mu_i r_i \qquad (1)$$

unde

μ_i este greutatea moleculară a gazului i din amestec, iar

r_i, procentul volumetric al gazului i din amestec.

Dacă conținutul de hidrocarburi grele este mic, compoziția C_mH_n poate fi înlocuită cu etilen C_2H_4. Cu această aproximație compoziția gazelor în procente de greutate G_i (pentru fiecare component) se determină din

$$G_i = \frac{\mu_i r_i}{\Sigma \mu_i r_i} 100. \qquad (2)$$

Aplicînd relația (2) pentru fiecare dintre componenți, se obține în final cu ajutorul relației

$$x = \frac{G_i \mu_x}{\mu_i} \% \qquad (3)$$

compoziția elementară a combustibilului propus, prin însumarea componentelor de greutate ale unui același element (Σx^c, Σx^H etc.) pentru fiecare din gazele din amestec.

În formula (3)

x este cantitatea căutată de C, H_2 etc. din gazul respectiv,

μ_x, greutatea atomică a carbonului, hidrogenului etc., înmulțită cu numărul de atomi din molecula gazului respectiv.

Pentru transformarea puterii calorifice raportată volumetric în putere calorifică raportată la unitatea de greutate, se folosește relația

$$P_{ci} = \frac{P'_{ci} \cdot 22{,}4}{\Sigma \mu_i r_i} 100 \text{ kcal/kg} \qquad (4)$$

P'_{ci} fiind dat în kcal/Nm³.

3. Pentru fiecare nomogramă în parte s-a prezentat formula de calcul, iar pentru cele referitoare la combustibilii solizi s-a dat și un exemplu de calcul.

Modul de utilizare al nomogramelor și succesiunea operațiilor rezultă din exemplificări.

În nomogramele prezentate (fig. 1—6) se întrebuințează următoarele notații :

V_0 Nm³/kg — cantitatea de aer necesară arderii unui kg de combustibil,

V_{R_2} ,, — cantitatea de gaze biatomice rezultate la arderea unui kg de combustibil,

V_{RO_2} ,, — cantitatea de gaze triatomice rezultate la arderea unui kg de combustibil,

V_{H_2O} ,, — cantitatea de vapori de apă rezultată la arderea unui kg de combustibil la un exces de aer α,

α — coeficientul excesului de aer,

V_{aer} Nm³/kg — cantitatea de aer care nu a participat la arderea unui kg de combustibil la excesul dat,

V_{ga} ,, — cantitatea totală de gaze rezultată prin arderea unui kg de combustibil printr-un exces de aer dat (α),

$I_n = \frac{V_{gi}}{V_{ga}} \cdot i_n$ kcal/kg — entalpia componenților rezultați la arderea unui kg de combustibil la temperatura t ($n = R_2$, RO_2, H_2O, aer).

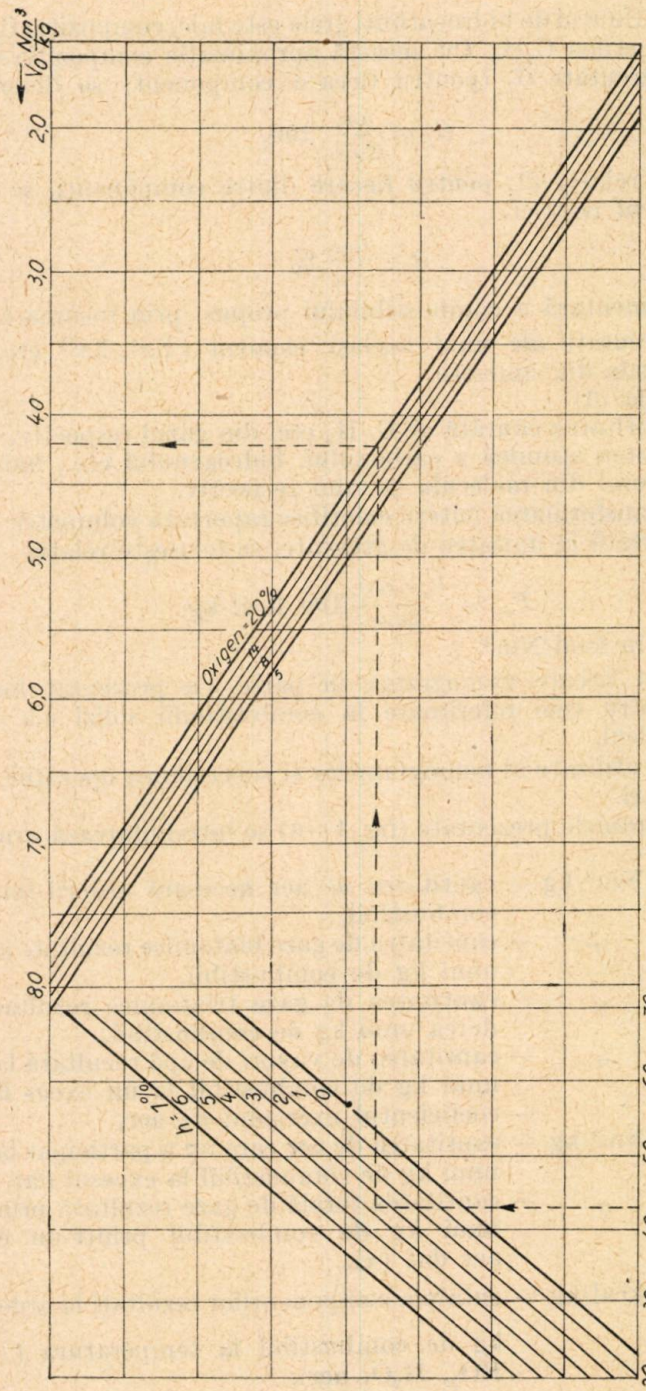


Fig. 1. — Cantitatea teoretică de aer funcție de analiza elementară la combustibilii solizi.

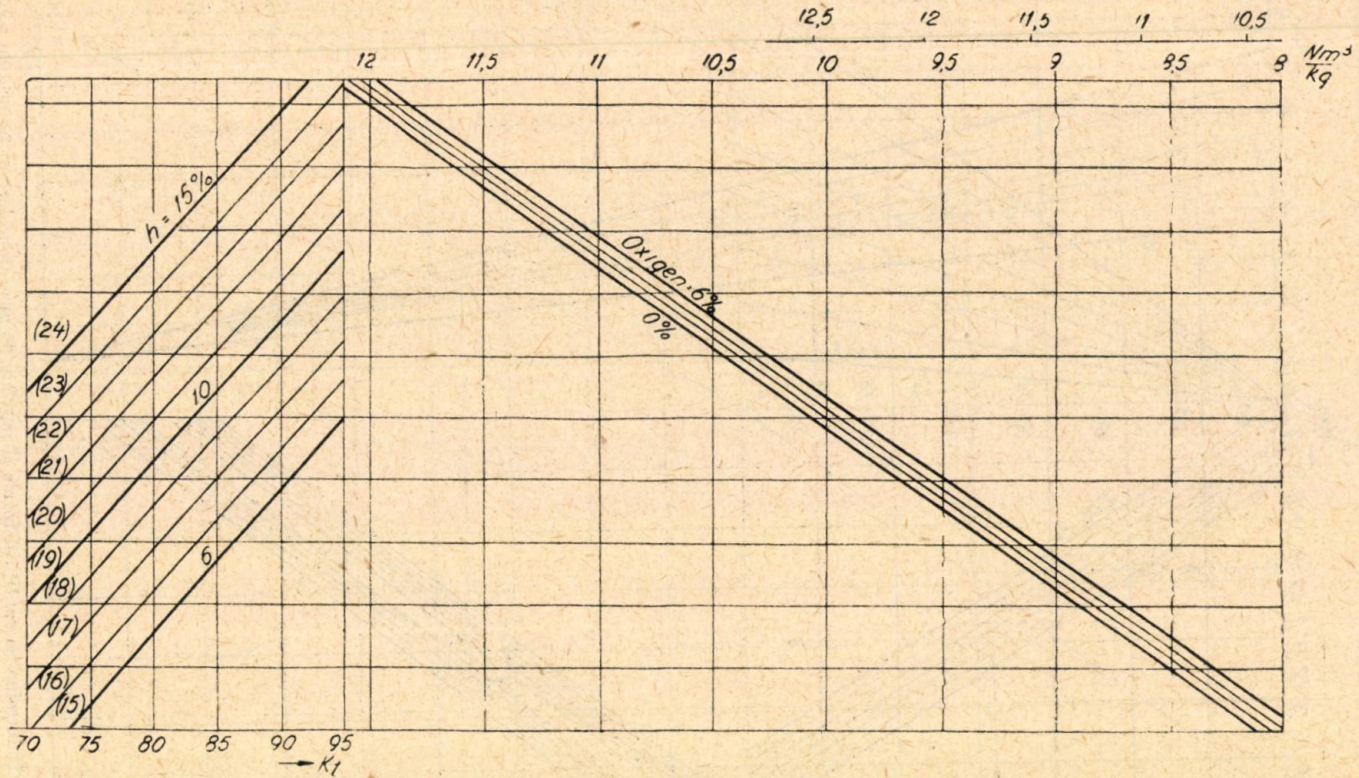


Fig. 2. — Cantitatea teoretică de aer funcție de analiza elementară la combustibilii lichizi și gazoși.

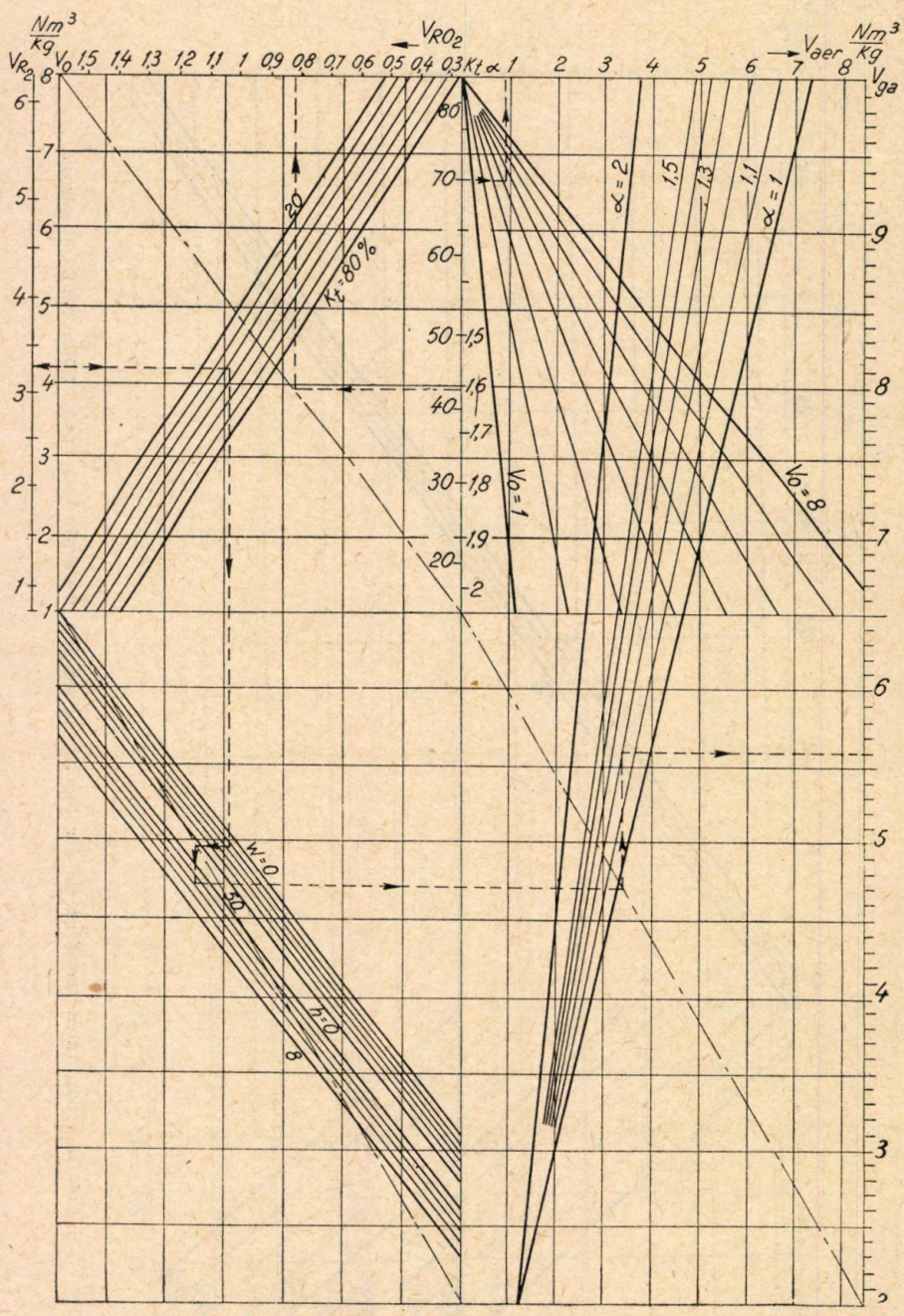


Fig. 3. — Determinarea cantităţii totale şi parţiale de gaze de ardere în funcţie de analiza elementară la combustibili solizi.

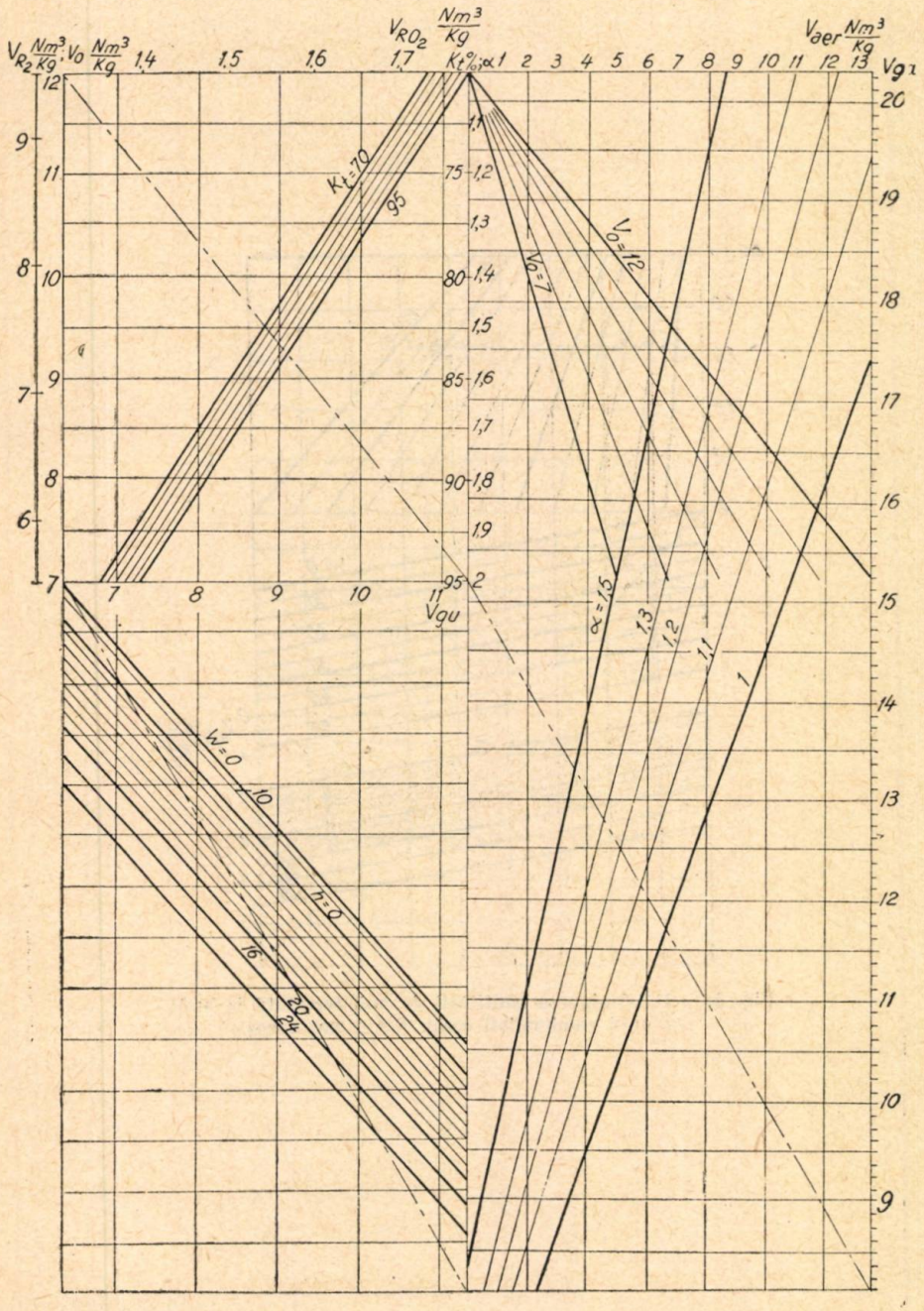


Fig. 4. — Determinarea cantităţii totale şi parţiale de gaze de ardere în funcţie de analiza elementară la combustibili lichizi.

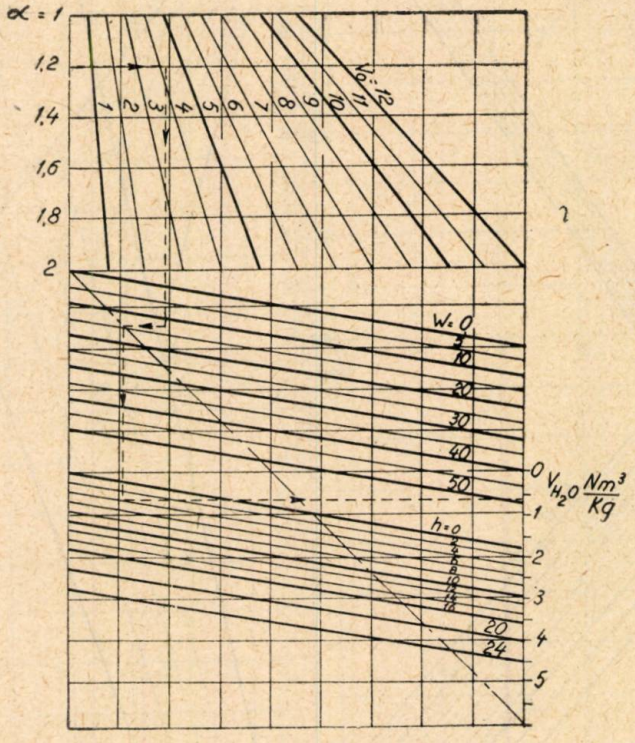


Fig. 5. — Determinarea cantității de apă rezultată la arderea unui combustibil solid, lichid sau gazos.

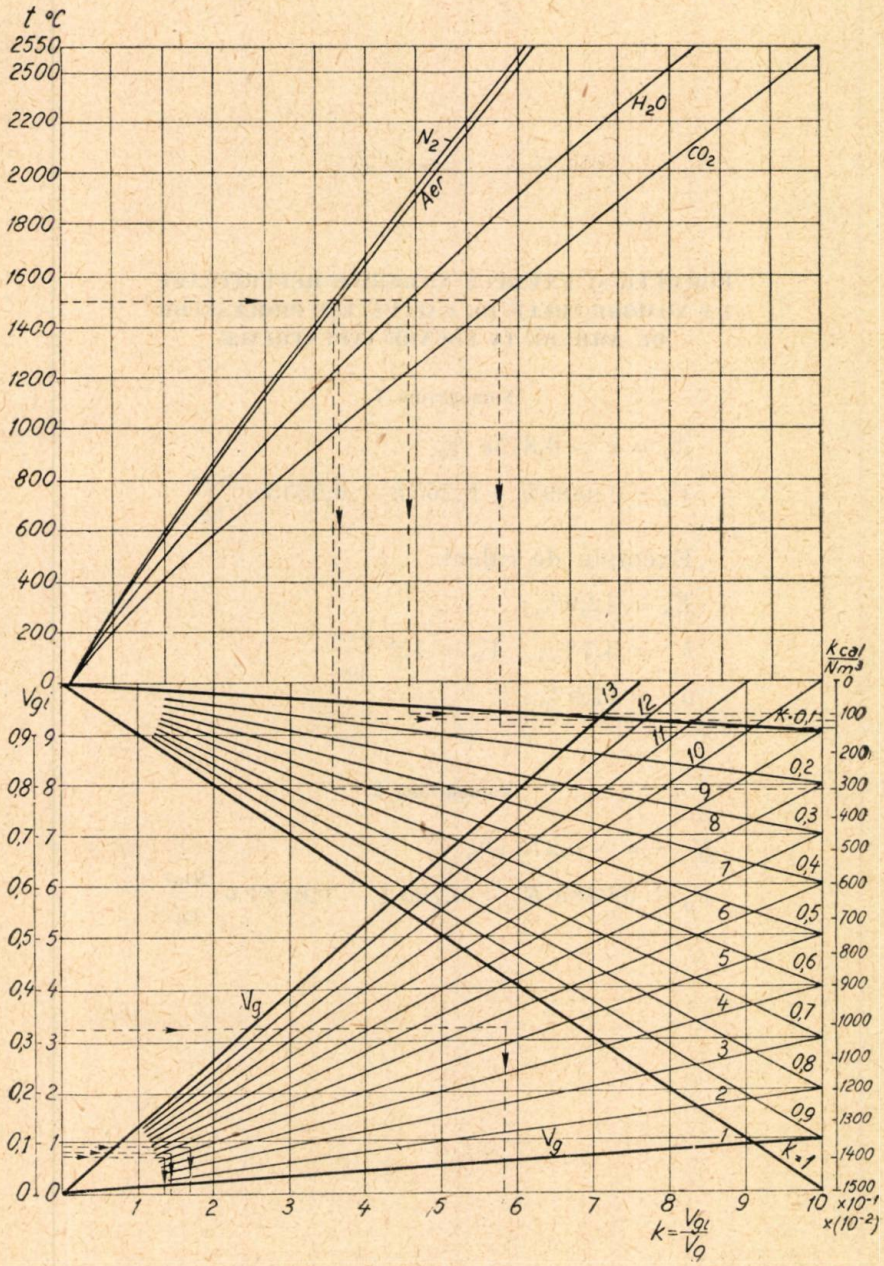


Fig. 6. — Determinarea entalpiei componentelor gazelor de ardere raportată la 1 kg de combustibil solid, lichid sau gazos.

FORMULE ȘI EXEMPLE NUMERICE REFERITOARE LA NOMOGRAMELE DE CALCUL ALE PROCESELOR DE ARDERE ÎN FOCARE INDUSTRIALE

Nomograma 1

$$K_t = c + 0{,}375 s \ \%$$

$$V_0 = 0{,}0889\, k_t + 0{,}265\, h - 0{,}0333\, o \ \frac{\mathrm{Nm^3}}{\mathrm{kg}}$$

Exemplu de calcul.

$K_t = 42{,}9\%$;

$h = 3{,}7\%$; $V_0 = 4{,}2 \ \frac{\mathrm{Nm^3}}{\mathrm{kg}}$

$o = 17{,}9\%$;

Nomograma 2

$$K_t = c + 0{,}375\, s\%$$

$$V_0 = 0{,}0889\ K_t + 0{,}265\, h - 0{,}0333\ o \ \frac{\mathrm{Nm^3}}{\mathrm{kg}}$$

Nomograma 3

$$V_{ga} = \frac{9h + w}{80{,}5} + \frac{\alpha V_0}{\gamma} \cdot \frac{d}{1\,000} + 1{,}866 \frac{K_t}{100} + 0{,}79\, V_0 + (\alpha - 1)\, V_0$$

$d = 10 \ \frac{\text{g}}{\text{Nm}^3}$; $\gamma = 0{,}805 \ \frac{\text{g}}{\text{m}^3}$;

$h = 3{,}7\%$ $V_{R_2} = 3{,}3 \ \frac{\text{Nm}^3}{\text{kg}}$

$w = 12\%$

$\alpha = 1{,}2$ $V_{RO_2} = 0{,}81 \ \frac{\text{Nm}^3}{\text{kg}}$

$V_0 = 4{,}2 \ \frac{\text{Nm}^3}{\text{kg}}$ $V_{aer} = 0{,}84 \ \frac{\text{Nm}^3}{\text{kg}}$

$K_t = 42{,}9\%$ $V_{ga} = 5{,}6 \ \frac{\text{Nm}^3}{\text{kg}}$.

Nomograma 4

$$V_{ga} = \frac{9h + w}{80{,}5} + \frac{\alpha V_0}{\gamma} \cdot \frac{d}{1\,000} + 1{,}866 \frac{K_t}{100} + 0{,}79\, V_0 + (\alpha - 1)\, V_0 - \frac{\text{Nm}^3}{\text{kg}} .$$

Nomograma 5

$$V_{H_2O} = \frac{9h + w}{80{,}5} + \frac{\alpha V_0}{8} \cdot \frac{d}{1\,000} \frac{Nm^3}{kg}$$

$$d = 10 \frac{g}{Nm^3} : \gamma = 805 \frac{kg}{m^3} ;$$

$$h = 3{,}7\,\%$$

$$w = 12\,\% \qquad V_{H_2O} = 0{,}65 \frac{Nm^3}{kg} ;$$

$$\alpha = 1{,}2$$

$$V_0 = 4{,}2 \frac{Nm^3}{kg}$$

Nomograma 6

$$I_g = \frac{V_{RO_2}}{V_{ga}} i_{RO_2} + \frac{V_{H_2O}}{V_{ga}} i_{H_2O} + \frac{V_{R_2}}{V_{ga}} i_{R_2} + \frac{V_{aer}}{V_{ga}} i_{aer}$$

$$V_{RO_2} = 0{,}81 \frac{Nm^3}{kg} \qquad \frac{V_{RO_2}}{V_{ga}} i_{RO_2} = 63 \frac{kcal}{kg}$$

$$V_{H_2O} = 0{,}65 \frac{Nm^3}{kg} \qquad \frac{V_{H_2O}}{V_{ga}} i_{H_2O} = 95 \frac{kcal}{kg}$$

$$V_{R_2} = 3{,}3 \frac{Nm^3}{kg} \qquad \frac{V_{R_2}}{V_{ga}} i_{R_2} = 241 \frac{kcal}{kg}$$

$$V_{aer} = 0{,}84 \frac{Nm^3}{kg} \qquad \frac{V_{aer}}{V_{ga}} i_{aer} = 64 \frac{kcal}{kg}$$

$$V_{ga} = 5{,}6 \frac{Nm^3}{kg}$$

$$t = 1\,500°C \qquad I_g = 463 \frac{kcal}{kg}$$

НОМОГРАММЫ ДЛЯ РАСЧЕТА ПРОЦЕССОВ ГОРЕНИЯ В ПРОМЫШЛЕННЫХ ТОПКАХ

КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ

Дается ряд новых номограмм для расчета процесса горения твердого, жидкого или газообразного топлива, необходимых для определения теоретического количества воздуха для горения, а также количества дымовых (отработанных) газов в зависимости от элементарного анализа топлива; эти номограммы необходимы также для составления диаграмм (например диаграмма i, t).

ОБЪЯСНЕНИЕ РИСУНКОВ

Рис. 1. — Теоретическое количество воздуха в зависимости от элементарного анализа твердого топлива.

Рис. 2. — Теоретическое количество воздуха в зависимости от элементарного анализа жидкого и газообразного топлива.

Рис. 3. — Определение общего и частичного количества горючих газов в зависимости от элементарного анализа твердого топлива.

Рис. 4. — Определение общего и частичного количества горючих газов в зависимости от элементарного анализа жидкого топлива.

Рис. 5. — Определение количества воды, получаемой при сжигании твердого, жидкого или газообразного топлива.

Рис. 6. — Определение энталпий (теплосодержания) составных частей горючих газов (приведенное к 1 кг твердого, жидкого или газообразного топлива).

NOMOGRAMMES DE CALCUL DES PROCESSUS DE COMBUSTION DANS LES FOYERS INDUSTRIELS

RÉSUMÉ

L'article présente une série de nouveaux nomogrammes de calcul de la combustion des combustibles solides, liquides ou gazeux, permettant de déterminer la quantité théorique d'air nécessaire à la combustion et les quantités de gaz de combustion, fonction de la composition élémentaire du combustible. Ces nomogrammes pourront également servir à tracer les diagrammes (i, t).

EXPLICATION DES FIGURES

Fig. 1. — Quantité théorique d'air, fonction de l'analyse élémentaire des combustibles solides.

Fig. 2. — Quantité théorique d'air, fonction de l'analyse élémentaire des combustibles liquides et gazeux.

Fig. 3. — Détermination de la quantité totale et partielle de gaz de combustion, fonction de l'analyse élémentaire des combustibles solides.

Fig. 4. — Détermination de la quantité totale et partielle de gaz de combustion, fonction de l'analyse élémentaire des combustibles liquides.

Fig. 5. — Détermination de la quantité d'eau résultant de la combustion d'un combustible solide, liquide ou gazeux.

Fig. 6. — Détermination de l'enthalpie des composantes des gaz de combustion, rapportée à 1 kg de combustible solide, liquide ou gazeux.

BIBLIOGRAFIE

1. * * * В.Т.И. Ц.К.Т.И., *Тепловой расчет котельных агрегатов. Нормативный метод.* Энергоиздат, Москва (1957).

2. * * * *Wärmetechnische Arbeitsmappe.* VDI, Verlag Duesseldorf (1953/1954).

ASUPRA SCHEMELOR DE CIRCULAȚIE LA CAZANUL VUIA*)

DE

N. ANTONESCU

După cum rezultă din cercetările făcute asupra regimului termic al cazanului Vuia **), serpentina I (care înconjoară tubul focar), lucrează în condiții termice foarte grele. Într-adevăr ea este solicitată atît de un flux intens radiant cît și de un flux termic intens datorită convecției. Astfel, serpentina I primește căldură prin radiație de la peretele tubului focar, ce se află la o temperatură medie de peste 1 000 °C și de la cămașa separatoare de camera II ce se află la o temperatură medie, în partea ei superioară, de 800 °C. Fluxul termic convectiv este foarte intens datorită vitezei de peste 100 m/s a gazelor de ardere în camera I și datorită temperaturii lor în medie foarte ridicată : $\sim$ 1 200 °C. Intensitatea totală a fluxului termic are ca valoare medie pentru întreaga serpentină 200 000 kcal/m^{2}h, intensitatea fluxurilor locale (în partea superioară a serpentinei) putînd atinge valori cu mult mai ridicate.

Prin studierea traseului optim al circuitului apă-abur se urmărește în primul rînd realizarea unui regim termic admisibil pentru serpentina I și în același timp realizarea, pentru ca soluția să fie și justificată economic, a unei bune transmisii de căldură în întreg cazanul.

Se pot lua în considerare trei posibilități de legare a serpentinelor în cazul cazanelor Vuia. Pentru a determina schema optimă, una din metode este efectuarea calculelor termice ale cazanului pentru cele trei variante și compararea rezultatelor, iar a doua metodă este realizarea pe cazanul experimental Vuia a schemelor ce trebuie comparate, urmînd apoi prelucrarea rezultatelor experimentale.

---

*) Lucrare prezentată Institutului de energetică la data de 17.II.1958.

) N. Antonescu, C. Haiduc, E. Kimmel, L. Costea, *Regimul termic al cazanului experimental Vuia.* Studii și cercetări de energetică, **VIII, 1, (1958).

Începînd cu această a doua posibilitate de cercetare, colectivul de cercetare a cazanului Vuia *) a realizat asupra cazanului experimental două variante de legare a serpentinelor, după care s-au comparat rezultatele. Ulterior s-a efectuat și calculul termic comparativ al principalelor variante constructive posibile și rezultatele obținute experimental s-au încadrat perfect în concluziile generale.

O primă posibilitate de realizare a traseului apă-abur în cazanul Vuia este cea adoptată de însuși inventatorul cazanului. În această schemă (fig. 1), denumită în continuare „schema 1" serpentinele sînt legate succesiv între ele, în ordinea camerelor, intrarea apei făcîndu-se în serpentina din camera IV și ieșirea aburului din serpentina din camera I.

A doua schemă de circulație realizată (fig. 2), denumită „schema 2" este cea în care se face o inversare în ordinea de legare a serpentinelor, respectiv serpentina din camera III este legată cu cea din camera I, iar aburul în continuare iese din serpentina plasată în camera II.

A treia schemă studiată (fig. 3) „schema 3" este cea în care se realizează o inversare și mai accentuată în ordinea de legare a serpentinelor. Intrarea apei se face, ca și în schemele precedente, prin serpentina din camera IV. De la capătul acestei serpentine fluidul este condus în serpentina din camera I, apoi în serpentina din camera III și evacuarea aburului se face la capătul serpentinei din camera II.

În tabela 1 se prezintă datele de calcul ale cazanului, alese pentru efectuarea calculelor comparative, iar în tabela 2 principalele date constructive.

Tabela 1

		Mărimea
Debitul de abur,	kg/h	1 000
Presiunea aburului,	kg/cm²	39
Temperatura aburului,	°C	400
Temperatura apei de alimentare,	°C	25
Combustibilul utilizat (petrol)	—	—
Excesul de aer în cazan,	%	5
Temperatura aerului,	°C	20

Tabela 2

		Tub focar	Camera			
			I	II	III	IV
Suprafața de schimb,	m²	0,305	1,3	2,27	3,15	3,89
Secțiunea canalului de gaze,	m²	0,00635	0,0125	0,0172	0,0192	0,0237
Nr. de spire al serpentinei,	n	—	8×7,25	8×7,75	8×9,25	8×9,25
Diametrul țevii,	mm	96/90	16/12	16/12	14/10	14/10

*) N. Antonescu, C. Haiduc, E. Kimmel și L. Costea.

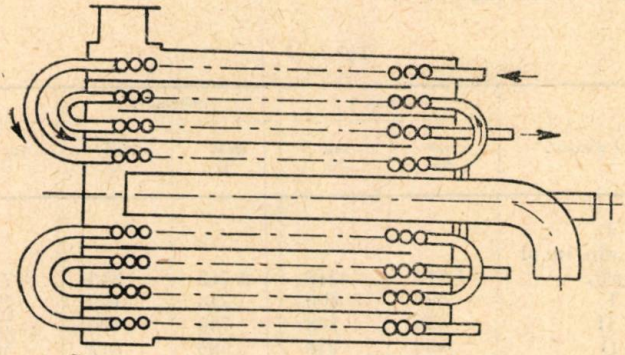


Fig. 3

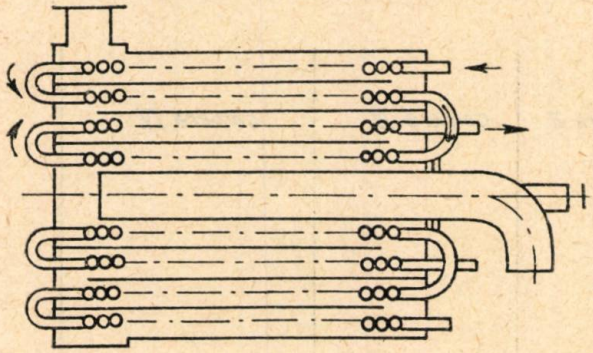


Fig. 2

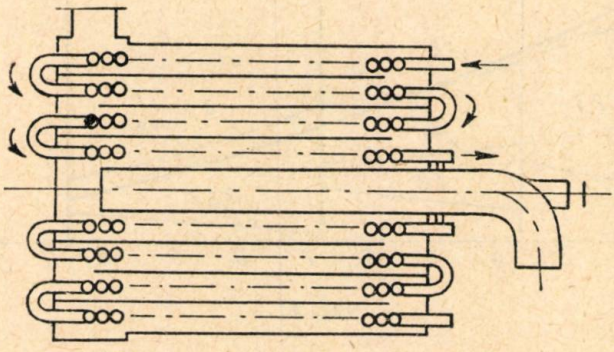


Fig. 1

Temperatura gazelor de ardere și a apei, respectiv a aburului, pe traseul cazanului, rezultată din calculul termic al celor trei variante este dată în tabela 3 și în figura 4.

Tabela 3

Locul (precizat pe traseul gazelor)	Schema 1		Schema 2		Schema 3	
	gaze °C	apă °C	gaze °C	apă °C	gaze °C	apă °C
Intrare în camera I (respectiv ieșire din tubul focar pentru gaze),	1 712	248	1 712	313	1 712	97
Ieșire din camera I	820	400	740	169	720	248
Intrare în camera II	820	168	740	400	720	400
Ieșire din camera II	590	248	595	313	560	308
Intrare în camera III	590	95	595	95	560	308
Ieșire din camera III	370	168	370	169	420	248
Intrare în camera IV	370	25	370	25	420	25
Ieșire din camera IV(a coș)	150	95	150	95	200	97

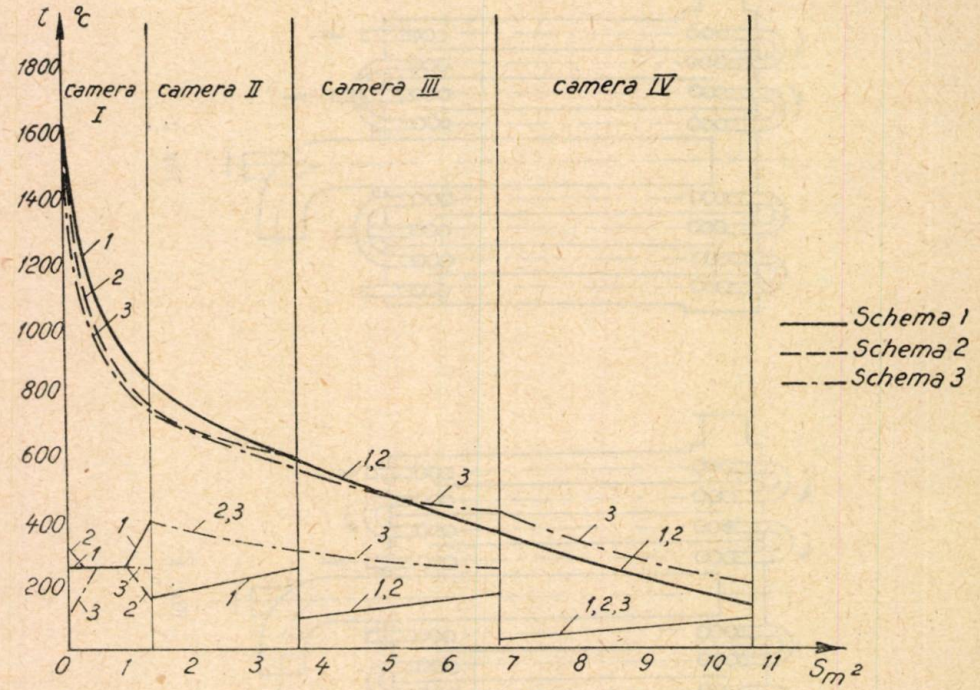


Fig. 4

Pentru urmărirea proceselor de schimb de căldură în interiorul cazanelor comparate este necesară urmărirea diferențelor locale de tempe-

ratură între gazele de ardere și fluidul din interiorul serpentinelor (tabela 4 și fig. 5).

Tabela 4

Locul (precizat pe traseul gazelor)	Schema 1 °C	Schema 2 °C	Schema 3 °C
Intrare în camera I	1 464	1 399	1 615
Ieșire din camera I	420	571	472
Intrare în camera II	652	340	320
Ieșire din camera II	342	282	252
Intrare în camera III	495	500	252
Ieșire din camera III	202	201	172
Intrare în camera IV	345	345	395
Ieșire din camera IV	55	55	103

În vederea determinării solicitării termice a materialului țevilor și pentru a aprecia comparativ eficacitatea din punct de vedere al transmisiei căldurii a fiecărei serpentine în cazul celor trei variante s-au calculat

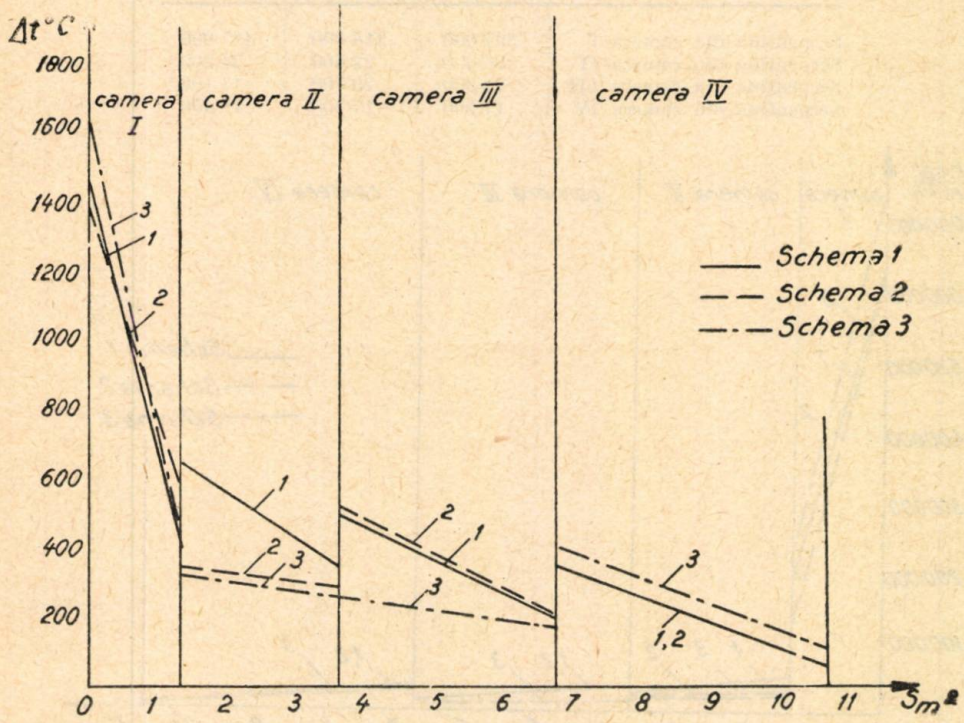


Fig. 5

(tabela 5 și 6) cantitățile de căldură $Q\left(\frac{\text{kcal}}{\text{h}}\right)$ primite de fiecare serpentină și intensitatea medie a fluxului de căldură $q\left(\frac{\text{kcal}}{\text{h.m}^2}\right)$.

În diagrama din figura 6 sînt trasate curbele de variație a intensității fluxurilor de căldură în lungul serpentinelor pentru cele trei scheme studiate.

Tabela 5

Serpentina	Cantitatea de căldură primită Q kcal/h		
	Schema 1	Schema 2	Schema 3
Serpentina din camera I	516 500	545 500	567 200
Serpentina din camera II	81 800	51 400	54 900
Serpentina din camera III	73 300	74 600	47 600
Serpentina din camera IV	69 600	69 600	71 700

Tabela 6

Serpentina	Intensitatea medie a fluxului de căldură q kcal/m^2 . h		
	Schema 1	Schema 2	Schema 3
Serpentina din camera I	397 000	418 000	437 000
Serpentina din camera II	36 000	22 600	24 200
Serpentina din camera III	23 300	23 700	15 100
Serpentina din camera IV	17 900	17 900	18 400

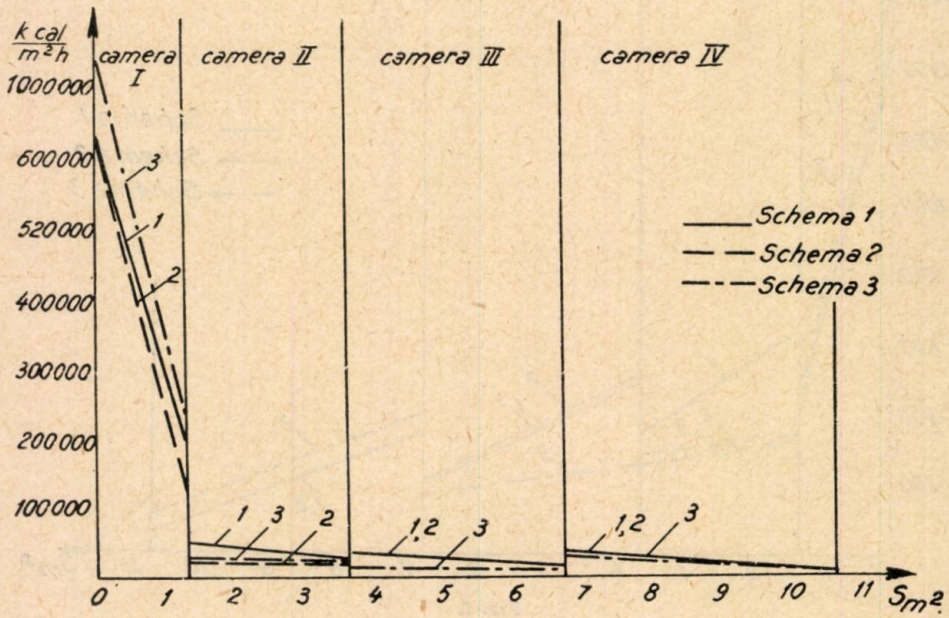


Fig. 6

Rezultă din diagrama fluxurilor de căldură (fig. 6) că serpentina I este puternic solicitată termic și se impune un calcul de verificare a temperaturii peretelui țevii, calcul care este prezentat în tabela 7.

Comparația celor trei scheme prezentate se face ținînd seama de doi factori importanți: transmisia de căldură și temperatura peretelui țevii serpentinei I. Transmisia de căldură este importantă din punct de

Tabela 7

	Schema 1		Schema 2		Schema 3	
	Începutul serpentinei I	Sfîrșitul serpentinei I	Începutul serpentinei I	Sfîrșitul serpentinei I	Începutul serpentinei I	Sfîrșitul serpentinei I
Temperatura gazului (°C)	1 712	820	1 712	740	1 712	720
Temperatura fluidului din interiorul țevii t_f(°C)	apă 242	abur 400	abur 313	apă 169	apă 97	abur 248
Coeficientul de convecție de la apă-abur la țeavă kcal/m²°C h	13 790	2 650	2 800	12 100	8 950	2 740
Intensitatea locală a fluxului termic q kcal/m²h	635 000	182 000	633 000	126 200	735 000	214 000
Temperatura peretelui țevii t_p $t_p = t_f + \frac{q}{\alpha}$ (°C)	288	468,7	539	179,4	172	326

vedere al funcționării economice a cazanului. În această privință schema 1 și schema 2 prezintă soluțiile cele mai bune. Se observă totuși la schema 2 o forțare a camerei 1 și o transmisie slabă în camera 2 din cauza unei diferențe de temperaturi prea reduse. La schema 3 se observă o deosebit de slabă utilizare a camerelor 2 și 3, ceea ce duce de altfel și la ridicarea sensibilă a temperaturii gazelor la coș. Situația comparativă a căldurii procentuale preluată de camera 2 și 3 în cele trei scheme studiate este dată în tabela 8.

Tabela 8

Locul	Cifra procentuală a cantității de căldură preluată în camera respectivă din cantitatea totală de căldură schimbată în cazan		
	Schema 1 %	Schema 2 %	Schema 3 %
Camera 2	11,03	6,89	7,4
Camera 3	9,9	10,05	6,42

Din punct de vedere al temperaturii peretelui țevii, care determină uzura materialului și posibilitatea de avarie a cazanului, soluția prezentată în schema 2 este cea mai defavorabilă. Executînd această schemă pe cazanul experimental avariile prin arderea porțiunii de sus a serpentinei din camera I au fost foarte frecvente.

La schema 1 există de asemenea o temperatură ridicată a materialului țevii la partea de sfîrșit a serpentinei I, totuși această parte găsindu-se într-o zonă unde temperatura gazelor de ardere este mult mai scăzută, nu este în pericol de a fi avariată. Schema 3 prezintă cel mai scăzut regim termic al materialului țevii.

Din analiza făcută rezultă că schema 1 este cea mai rațională schemă de circuit pentru cazanul Vuia și trebuie adoptată în construcțiile viitoare. Schema 2 este nerecomandabilă deoarece nu poate asigura un regim admisibil de temperaturi pentru un material de calitate normală a țevii primei serpentine. Schema 3, neasigurînd o bună și rațională transmisie a căldurii în cazan, nu este indicată din punct de vedere economic.

Din calculele și experimentările efectuate pentru studiul diferitelor scheme de circulație a apei și aburului în cazanul Vuia se pot trage unele concluzii privind posibilitățile de perfecționare a cazanului.

Astfel, utilizarea serpentinelor este foarte neuniformă : serpentina I este solicitată pînă la limita de rezistență termică a materialului țevii, suportînd fluxuri termice de 8—10 ori mai mari decît celelalte serpentine, în timp ce în camerele de la sfîrșitul cazanului se transmit numai cîteva procente din căldura totală cedată în cazan. Se impune, în consecință, pentru construcțiile viitoare o îmbunătățire a repartiției căldurii preluate de cele patru serpentine prin micșorarea vitezei de circulație în camera 1, ceea ce va duce la scăderea fluxului termic, respectiv și la ridicarea temperaturii medii a gazelor în camerele următoare, deci o ridicare a eficacității ultimelor serpentine.

Această măsură va duce în același timp și la o solicitare termică mai puțin intensă a materialului primei serpentine. Cu toate acestea se impune luarea unor măsuri suplimentare de protejare a materialului în vederea înlăturării avariilor.

Serpentinele cazanului Vuia 1 t/h abur sînt formate din 8—10 țevi răsucite în paralel. Neuniformitatea repartizării debitelor de apă în mod egal pe toate țevile duce la o neuniformitate termică care se ridică pînă la valori de 4—12%. Această neuniformitate atît de mare, în special cînd cazanul lucrează ca producător de abur supraîncălzit, duce la o temperatură a aburului în interiorul țevii celei mai defavorizate de 220—330 °C, în timp ce celelalte țevi lucrează cu o temperatură medie a aburului ce circulă prin ele de aproximativ 170 °C. În aceste condiții uzura termică rapidă a țevii respective este iminentă.

Pentru înlăturarea inconvenientelor rezultate în urma existenței neuniformității termice se pot adopta două soluții : cea mai eficace este funcționarea cazanului în schema de circulație forțată, în care caz, la factor de circulație 8—10, se obține la ieșirea din cazan un abur umed cu titlul 10—12,5, ceea ce face ca oricare ar fi neuniformitatea hidraulică ea să nu determine nici o neuniformitate termică.

A doua soluție posibilă de înlăturarea neuniformității trebuie aplicată atunci cînd locul de utilizare a cazanului impune păstrarea schemei de străbatere forțată și consistă în intercalarea între serpentine a unor colectoare de uniformizare a temperaturii fluidului din țevi și uniformizare a rezistenței circuitelor paralele.

О СХЕМЕ ЦИРКУЛЯЦИИ В КОТЛЕ „ВУЯ"

КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ

В первой части работы приводятся 3 схемы возможного взаимного соединения змеевиков котла „Вуя", причем устанавливаются три возможности циркуляции воды в котле. На основании произведенных сравнительных расчетов определяются для этих трех вариантов распределение температур на пути горючих газов, местные потоки тепла на самом напряженном (с термической точки зрения) змеевике, а также соответствующие местные температуры трубного материала. Сравнительное исследование, производимое на основании этих данных, уточняет с учетом экономических критериев работы тепловой нагрузки материалов (это в свою очередь определяет надежность работы котла) оптимальную схему циркуляции воды и пара.

В заключение делается критический анализ конструктивного решения котла, данного Т. Вуя, а также определяются на основании опытных данных элементы, подлежащие переделке в целях улучшения его работы.

LES SCHÉMAS DE CIRCULATION DANS LA CHAUDIÈRE VUIA

RÉSUMÉ

La première partie de l'article est consacrée à trois schémas d'interconnections possibles pour les serpentins de la chaudière Vuia, qui établissent trois possibilités de circulation de l'eau dans la chaudière. En raison des calculs comparatifs effectués, on détermine, pour les trois variantes, la répartition des températures sur le tracé des gaz de combustion, les flux de chaleur locaux et au long du serpentin le plus sollicité du point de vue thermique ainsi que les températures respectives locales que le matériel des tuyaux accuse. L'étude comparative faite sur la base des données ainsi obtenues fournit, compte tenu des conditions économiques de fonctionnement et de sollicitation thermique du matériel (qui assurent le bon fonctionnement de la chaudière), le meilleur schéma de circulation de l'eau et de la vapeur.

En conclusion, le schéma de construction de la chaudière Vuia est analysé d'une façon critique et les éléments devant subir des modifications, destinées à améliorer le fonctionnement de la chaudière, sont appréciés en raison des données expérimentales.

ÎNCERCĂRI DE AMELIORARE A CALITĂȚILOR BRICHETELOR DIN LIGNIȚI, FĂRĂ LIANT, PRIN TRATAMENTE TERMICE *)

DE

I. BLUM, FR. BOLCHI și G. MUSCA

Condițiile în care are loc dezvoltarea economiei naționale a R.P.R., ritmul rapid al creșterii consumului de energie, impun necesitatea unei bune gospodăriri a resurselor energetice clasice. Dacă ținem seama de faptul că energia electrică furnizată de hidrocentrale, intervine doar cu cîteva procente în consumul total de energie al țării, ne putem da seama de importanța valorificării raționale a surselor termo-energetice.

Pe linia găsirii celor mai adecvate căi de valorificare a combustibililor fosili, se cere înlocuirea combustibililor ce pot avea utilizări mai avantajoase, rezultate dintr-o prelucrare chimică sau valorificare de altă natură decît aceea a arderii directe, prin acei combustibili care altfel nu pot fi prelucrați sau a căror prelucrare nu este rentabilă. Combustibili ca produsele petrolifere, gazele naturale, lemnele, huilele și unii cărbuni bruni bătrîni pot primi utilizări energo-chimice mult mai raționale decît arderea directă. Asemenea utilizări sînt însă limitate sau îngreunate pe de o parte de nevoile crescînde de energie ale industriei, iar pe de altă parte de lipsa unui combustibil care să-i înlocuiască.

Pentru economia țării, valorificarea rațională a ligniților constituie în prezent o problemă de importanță deosebită dat fiind că din rezervele de cărbuni, aceștia reprezintă aproximativ jumătate, cealaltă jumătate fiind alcătuită din cărbuni bruni în stadii înaintate de incarbonizare și huile, care și-au găsit utilizări specifice (cocsificare etc.).

Valorificarea ligniților prezintă însă dificultăți legate de compoziția și proprietățile lor: se degradează în stoc și se autoaprind. Conținutul mare de balast (umiditate și cenușă) face neeconomic transportul lor la distanță.

---

*) Lucrare prezentată la *al 3-lea Colocviu pentru brichetare* care a avut loc în noiembrie 1957 la Freiberg, R.D.G.

În momentul de față, la noi în țară, se cercetează cele mai potrivite căi pentru valorificarea acestui tip de combustibil, cum ar fi reducerea sterilului, uscarea, gazeificarea și brichetarea.

În privința problemei brichetării ligniților interesul nostru a fost îndreptat, în primul rînd, asupra cercetării posibilităților de brichetare fără liant a acestora din cauza avantajelor economice și tehnice pe care le prezintă acest procedeu. În lucrarea noastră prezentată la Congresul de Minerit de la Freiberg, din iulie 1957 [1], am arătat, în urma unor încercări experimentale, că în cazul cărbunilor bruni lemnoși — ligniți — considerați pînă acum ca nefiind brichetabili fără liant, printr-o mărunțire înaintată și realizarea unui optimum de umiditate, prin reducerea conținutului de steril și a conținutului de părți fibroase precum și prin respectarea unor condiții anumite de presare și de încălzire, se pot realiza brichete comparabile cu acelea obținute din cărbunii bruni pămîntoși, în condiții tehnice asemănătoare.

Încercările prezentate în lucrarea de față au fost efectuate cu scopul realizării unei îmbunătățiri a rezistenței la apă a brichetelor din ligniți, față de ceea ce am putut realiza în această direcție prin studiile efectuate pînă acum. Parametrul principal pe care l-am urmărit în cursul acestor încercări a fost acela al tratamentului termic aplicat fie materialului de brichetat, fie brichetelor rezultate, fie amîndorura.

DATE DIN LITERATURĂ ÎN LEGĂTURĂ CU INFLUENȚA TRATAMENTULUI TERMIC ASUPRA BRICHETĂRII FĂRĂ LIANT A CĂRBUNILOR

Constatarea, îndeobște recunoscută, că un cărbune brun poate fi cu atît mai ușor brichetat cu cît proprietățile sale plastice predomină în timpul presării, în defavoarea celor elastice, a provocat încercări în vederea accentuării, în timpul presării, a plasticității cărbunilor [2], [3].

Această cale poate fi aplicată la cald [4] huilelor aglutinante, care, după cum se știe, într-un anumit interval de temperatură, aglutinează.

În ce măsură acest lucru se poate aplica și antracitului, huilelor slabe, huilelor flambante și cărbunilor bruni este încă insuficient lămurit. O dificultate importantă întîmpinată în aplicarea acestui procedeu constă în faptul că, prin încălzirea cărbunilor, se produce nu numai înmuierea lui ci și un început de transformare pirogenetică. Se formează gaze, ceea ce provoacă dezagregarea brichetelor, la evacuarea din matriță, în stare fierbinte. Pe de altă parte, în cazul instalațiilor existente pînă acum, acest lucru devine prea scump dacă bricheta este lăsată în matriță pînă la răcirea ei totală.

Imposibilitatea brichetării fără liant [5] a huilelor pe cale obișnuită, a dus așadar la încercări reușite de brichetare a acestora în fază plastică, adică la o temperatură de 350—480°C.

Kowalski și Svetoslawski citați de Kegel [6] au constatat că pentru presarea, în stare plastică, a huilelor aglutinante, sînt suficiente presiuni de ordinul a 400—600 kg/cm^2, presiuni ce trebuie mărite cu atît mai mult cu cît temperatura de încălzire a cărbunelui este mai îndepărtată de temperatura stării plastice.

Asemenea încercări au fost efectuate și asupra unor cărbuni mai tineri, neaglutinanți; în cazul lor nu se urmărește aducerea materialului în stare plastică, în vederea brichetării, ci numai o exudare parțială de gudroane la suprafața particulelor de cărbuni, considerîndu-se că aceste gudroane, sau în orice caz un reziduu de la pirogenerarea acestora, să servească drept liant. Astfel P a p u t n i k o v și P o k r o v s k i [7] executînd o serie de încercări de brichetare asupra unor cărbuni bruni din Ucraina, ajung la concluzia că singura modalitate de brichetare, fără adaos de liant, a acestor cărbuni, pare să fie brichetarea fierbinte (la 400°), soliditatea brichetei rezultate crescînd în raport cu conținutul inițial mărit de materii volatile a cărbunilor. La fel, în lucrările unor cercetători maghiari [8], [9] se arată că în urma unor rezultate negative obținute prin încercări de brichetare pe cale clasică, fără liant, a unor cărbuni din Ungaria, s-a folosit procedeul de presare, la cald, și s-au obținut brichete avînd rezistență mecanică și la apă foarte bune. Încercări similare au fost făcute de V. V c e l á k [10], care arată că o serie de categorii de cărbuni, care nu brichetează în condițiile în care brichetează cărbunii bruni pămîntoși, brichetează fiind supuși unei prelucrări termice, numită de el „activare", înțelegînd prin aceasta operația de scoatere a bitumenului din cărbuni și a eliminării sale „în fază inițială" direct la suprafața particulelor.

O altă categorie de încercări de brichetare fără liant au fost făcute plecînd de la considerentul că, coeziunea brichetei este dependentă în primul rînd de felul și mărimea forțelor de valențe reziduale de la suprafața de contact a particulelor cărbunelui supus brichetării [4]. Rezultă că un mijloc simplu de a îmbunătăți capacitatea de brichetare sau chiar de a conferi brichetabilitate ar fi măcinarea cît mai înaintată a materialului supus brichetării, astfel încît aceasta să prezinte o suprafață cît mai mare de contact între particule, lucru care a și fost de altfel verificat în practică și aplicat de noi ligniților [1].

În măsura în care, prin acest mijloc, nu s-a putut îmbunătăți suficient capacitatea de brichetare a cărbunilor, s-au căutat mijloace pentru influențarea, respectiv întărirea forțelor de atracție de la nivelul suprafețelor granulelor materialului de presat. Influențarea, în mod favorabil brichetării, a suprafețelor, poate fi făcută pe cale fizică sau fizico-chimică, fără a se exclude posibilitatea ca,în scopul influențării suprafeței, să fie influențat întregul material. Această influențare poate avea loc și prin acțiunea, asupra cărbunilor, a unor lichide sau gaze, ca de exemplu hidrocarburi gazoase saturate, vapori de smoală etc., în multe cazuri o încălzire, concomitentă, fiind favorabilă (s-a constatat că numai o simplă încălzire acționează în același sens [4], [11]).

Dat fiind că o problemă deosebit de importantă ce se pune în brichetare, după ce s-a realizat o coeziune suficientă a brichetei, este aceea a rezistenței la intemperii, respectiv rezistența la apă a acestora, este normal să se urmărească acele căi de influențare a însușirilor suprafețelor particulelor supuse brichetării care se soldează cu o micșorare a forțelor adsorbtive față de apă. Iar dacă felul tratamentului la care este supus materialul înlătură și alte cauze care provoacă o slabă rezistență la

intemperii, a brichetelor, cum ar fi spre exemplu prezenţa humaţilor de calciu, acesta va fi desigur şi mai eficace.

Literatura citează un număr de lucrări în acest sens, din care amintim cîteva.

Astfel, P l o c h m a n n (D.R.P. 470 928) [4] a elaborat un procedeu pentru obţinerea de brichete rezistente la apă, din cărbuni bruni tari, preuscaţi, prin tratare cu gaze de semicarbonizare fierbinţi sau vapori de gudron de semicarbonizare înainte de introducerea în presă, procesul fiind caracterizat prin aceea că, cărbunele este încălzit de către gazele sau vaporii amintiţi, sau de către alte produse de degazare pînă la cel mult 70—80°C.

Efecte asemănătoare au fost obţinute de către H. H o c k. H. F i s c h e r şi O. S c h r a d e r (DRP 662 276) [12] printr-un tratament apropiat celui descris mai sus. Tratamentul propus este cel cu gaze degudronate sau vapori ce conţin hidrocarburi nesaturate.

H. H o c k şi H. J e c k e l [13] propun modificarea procedeului Plochmann prin înlocuirea tratamentului cu gaze de semicarbonizare printr-un tratament cu gaze de ardere, la 700—900°C, rezultatele obţinute fiind la fel de bune. Efecte identice constată şi P i a t s c h e k [14] în urma uscării cărbunelui cu gaze de ardere.

În sfîrşit, chiar şi procedeul de uscare Fleissner [4] a ligniţilor provoacă o reducere a forţelor adsorbtive faţă de apă efecte ce se păstrează şi la cărbunele măcinat în vederea brichetării.

K. F r i t z s c h e [15], aprofundînd acest studiu, subliniază că un tratament termic efectuat asupra cărbunilor se soldează fie numai cu o reducere a vitezei de adsorbţie a apei fie cu o diminuare absolută a forţei de adsorbţie propriu-zise. Încetinirea vitezei de adsorbţie poate fi realizată printr-o combinaţie între uscare şi încălzire care poate fi mai moderată şi îndelungată sau mai scurtă şi puternică, iar diminuarea forţei de adsorbţie se poate realiza printr-o încălzire puternică a cărbunelui uscat pînă la aproximativ 2% umiditate. Această încălzire este bine să se facă pînă la aproximativ 220°C (D.R.P. 541 360 [4] prevede chiar o încălzire la 300—400°C a cărbunelui anhidru şi o umectare ulterioară în vederea brichetării). Deosebirea dintre cele două efecte arătate mai sus, constă în faptul că printr-o încetinire a vitezei forţei adsorbtive nu se înlătură o eventuală umflare a brichetei; acest fenomen are totuşi loc, dar cu o viteză mai mică, în timp ce diminuarea forţei de adsorbţie, care se poate realiza printr-o încălzire puternică a cărbunelui deshidratat, duce la înlăturarea integrală a fenomenului de umflare.

Acest din urmă efect se datorează, după Fritzsche, unei transformări mai mult sau mai puţin înaintate a cărbunelui, a humatului de calciu şi a acizilor humici liberi. Această transformare are loc şi în mod obişnuit, chiar la brichetele gata formate, însă numai după o depozitare foarte îndelungată. Tratamentele descrise mai sus grăbesc această aşa-numită „îmbătrînire".

La un astfel de tratament termic, la care este vorba de încălzirea materialului, pînă la temperaturi superioare temperaturii de evaporare a apei, trebuie ca încălzirea să se facă un timp suficient ca apa să fie

evaporată total pînă și din granulele cele mai mari pentru că, altfel, temperatura nu va depăși 100°C, iar modificările chimice obținute (capacitatea de umflare în speță) nu vor mai fi omogene în toată masa cărbunelui, ceea ce va dăuna calității brichetelor și, în special, rezistenței la intemperii.

În privința posibilităților de influențare a mărimii forței adsorbtive față de apă a suprafețelor particulelor de cărbuni, trebuie să mai amintim efectele pe care le are în acest sens tratamentul cu acizi, leșii, săruri diluate sau nediluate etc. [4], [1], [16], [17].

REZULTATELE ÎNCERCĂRILOR DE BRICHETARE LA TEMPERATURI RIDICATE (300—400°C)

După cum reiese din literatură, nu s-au obținut rezultate bune prin „brichetarea fierbinte" (la temperaturi ridicate) decît în cazul unor huile care aglutinează mai mult sau mai puțin în intervalul de temperaturi, obișnuit plastifierii termice. Încercările efectuate asupra cărbunilor bruni au fost, în general, infructuoase; brichetele rezultate se sfărîmau după scoaterea lor din matriță.

Unele rezultate bune obținute de către noi în cazul unor încercări de cocsificare a turbei (despre care se va trata mai jos), în cadrul cărora, la un moment dat, șarjele de cocsificare erau alcătuite din brichete confecționate la cald (circa 300°C), ne-au îndreptățit să sperăm că și din lignitii noștri (cărbuni bruni lemnoși) se pot confecționa asemenea brichete.

Cărbunele luat în studiu a fost lignitul minei Rovinari a cărui valorificare prezintă o deosebită importanță pentru țara noastră, datorită producției și productivității mari a acestei exploatări carbonifere, consecință a metodei de exploatare care a fost posibilă aici, și anume, exploatarea prin dezvelire. Cărbunele minei Rovinari este un cărbune brun lemnos. Caracteristicile precum și unele încercări de brichetare fără liant ale acestui cărbune au fost prezentate într-o lucrare anterioară [1]. În tabela 1 sînt reproduse caracteristicile cărbunelui de Rovinari.

Tabela 1

Caracteristicile cărbunelui de Rovinari

Caracteristici %	Raportat la proba de laborator	Raportat la proba uscată la 105°C	Raportat la masa combustibilă
Umiditate	42,87	—	—
Cenușă	24,80	43,39	—
Materii volatile	19,20	—	59,40
Sulf combustibil	0,17	—	0,54
Carbon	20,60	—	63,50
Hidrogen	1,85	—	5,84
Oxigen	8,88	—	27,55
Azot	0,83	—	2,57

În lucrarea menționată am arătat că asemănător cărbunilor bruni pămîntoși, se pot bricheta și lignitii xiloizi în condițiile unei granulații

suficient de fine, la un conținut optimal de umiditate (circa 14%) și la o presiune de ordinul a 1 500 kg cm^2. De asemenea, după ce am stabilit influența nefavorabilă pe care o au sterilul și părțile lemnoase asupra brichetării lignitului în general, am arătat că, în cazul cărbunelui de Rovinari, există posibilitatea izolării din producția curentă, a unei părți însemnate, cu un conținut relativ redus de steril și cu un conținut micșorat de părți xiloidice, care are o capacitate de brichetare mai accentuată. Izolarea acestei părți s-a făcut prin spălarea succesivă a lignitului în lichide cu densitatea 1,25 și 1,20. Era de remarcat rezistența la apă mult sporită a brichetelor, rezultată în urma unei asemenea prelucrări a cărbunelui de Rovinari.

(Conținutul de cenușă a sortului densimetric de spălare — 1,20÷1,25 — a lignitului de Rovinari este cuprins între 16 și 19%, iar randamentul de spălare este 35—40%, în timp ce conținutul de cenușă al sortului < 1,20 este numai cu cîteva procente mai mic decît acela al sortului 1,20÷1,25, iar randamentul de spălare este de circa 10%. Aceste cifre sînt valabile cu condiția ca spălarea lignitilor să se facă succesiv, începînd cu mediile dense cu densitatea cea mai mare [18].

Rezultatele ce vor fi prezentate în continuare sînt numai încercări de laborator. În cadrul acestora s-a urmărit influența pe care o exercită granulația cărbunelui, temperatura, timpul și presiunea de brichetare, asupra calității unor brichete confecționate la cald, respectiv, la temperaturi apropiate de temperatura începutului de exudare de gudroane. Încălzirea s-a făcut în matriță închisă, încălzită electric în exterior. Brichetele aveau aproximativ 40 g.

Ca urmare a încercărilor efectuate am putut stabili următoarele:

a. *Sortul densimetric optim.* În primul rînd, din încercările efectuate în paralel asupra sorturilor densimetrice < 1,20 și 1,20—1,25, rezultă și în cazul acesta o calitate slabă a brichetelor obținute din sortul densimetric < 1,20 în raport cu cele obținute din sortul 1,20—1,25. Deosebirea a reieșit în special în privința rezistenței la apă; în timp ce brichetele formate din sortul densimetric 1,20—1,25 de granulație 0—0,2 mm și 0—1 mm rezistau în apă un număr mare de ore, cele formate din sortul densimetric < 1,20 și aceleași granulații, se desfăceau în apă după cîteva minute.

b. *Influența granulației.* Granulația cărbunelui de brichetat s-a dovedit a influența în mod deosebit calitățile brichetei. De buna alegere a granulației depinde atît rezistența mecanică cît și la apă a brichetei. Variind granulația cărbunelui am constatat că sortul densimetric 1,20—1,25 măcinat la granulația 0—0,2 mm dă brichetele cu cea mai bună rezistență la apă (fig. 1).

Cărbunele de granulație 0—0,2 mm încălzit la temperatura de 350°C (timp de 2 ore) în matriță închisă dă, după presare, brichete cu rezistență la apă îndelungată, dar cu o slabă rezistență mecanică.

Același sort densimetric măcinat la 0—0,5 mm dă brichete cu o bună rezistență la apă, dar care prezintă încă pronunțate tendințe spre fisurare, deci o slabă rezistență mecanică.

Printr-o măcinare mai puțin înaintată (0—1 mm) se obțin brichete cu cea mai bună rezistență mecanică (14—16 kg/cm^2 rezistență la încovoiere) și o bună rezistență la apă (5—6 ore).

Granulațiile mai mari ale cărbunelui (0—1,5; 0—2; 0—2,5 mm) prezintă la brichetare o descreștere progresivă a rezistențelor mecanice și la apă, față de sortul granulometric 0—1 mm. Rezistența la apă, ajunge pentru sortul 0—2,5 mm la 0,5—1 ore. Constatăm deci că rezistența mecanică — la încovoiere — a brichetelor în funcție de granulația cărbunelui prezintă un maxim pentru sortul 0—1 mm. La granulațiile extreme studiate, 0—0,2 mm și 0—2,5 mm, rezistența mecanică prezintă două valori scăzute, aproximativ de aceeași mărime (fig. 1).

Cunoscînd din încercări anterioare că o compoziție granulometrică în măsură să creeze un conținut minim de goluri al materialului de bri-

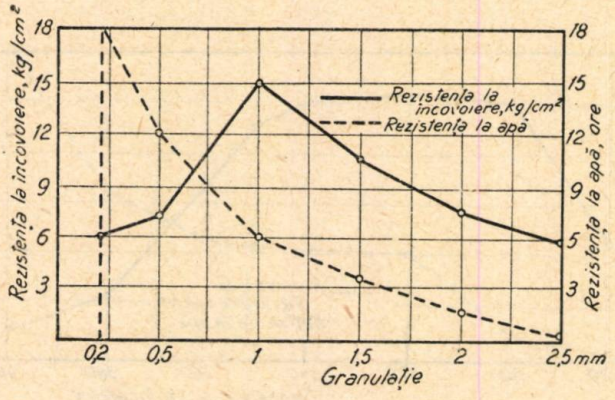


Fig. 1. — Variația rezistenței la încovoiere și a rezistenței la apă a brichetelor confecționate din lignit de Rovinari (clasa densimetrică 1,20—1,25) la temperatura de 350°C în funcție de granulația cărbunelui.

chetat, îmbunătățește calitatea brichetelor, am efectuat și cîteva încercări de brichetare la cald, cu un material cu compoziție granulometrică calculată după metoda Füller. Rezultatele au confirmat așteptările arătînd o creștere a rezistenței la încovoiere față de materialul măcinat în același interval de granulație dar fără un aranjament granulometric calculat. Astfel, prin acest fel de aranjare a granulației, s-a reușit ca pentru sortul 0—1 mm să se ridice rezistența la încovoiere de la 15 kg/cm² la 16—17 kg/cm², iar pentru sortul 0—2,5 mm să se ridice aproximativ la valoarea celei obținute din sortul 0—1 mm, fără un aranjament granulometric calculat.

Rezultă din cele arătate că, condițiile necesare pentru obținerea unui maximum de rezistență mecanică, nu coincid cu cele necesare pentru un maximum de rezistență la apă (fig. 1). În general, brichetele cu rezistență mecanică bună au o slabă rezistență la apă.

c. *Influența temperaturii.* Urmărind apoi influența pe care o are temperatura de încălzire a materialului supus brichetării (păstrînd condițiile optime găsite în încercările arătate mai sus), am constatat că temperaturile ridicate favorizează formarea brichetelor cu o bună rezistență la apă, iar cele mai scăzute au drept urmare o rezistență mecanică bună (fig. 2).

Intervalul de temperaturi în care poate fi vorba despre brichetarea la cald a lignitilor de Rovinari este de 280—380°C. În acest interval rezistenţele la apă şi mecanice variază în sens invers. Intervalul de temperatură în care acestea se păstrează la un nivel acceptabil pentru amîndouă, ar părea să fie aceea de 320—350°C. Depăşirea acestui interval de temperaturi duce la o scădere considerabilă a rezistenţei mecanice, crescînd însă rezistenţa la apă foarte mult. Scoborîrea sub limita inferioară a intervalului de temperatură indicat duce la obţinerea unor brichete nerezistente la apă.

d. *Influenţa timpului de încălzire.* Trebuie să arătăm că temperaturile discutate mai sus sînt strict determinate de timpul de menţinere la tem-

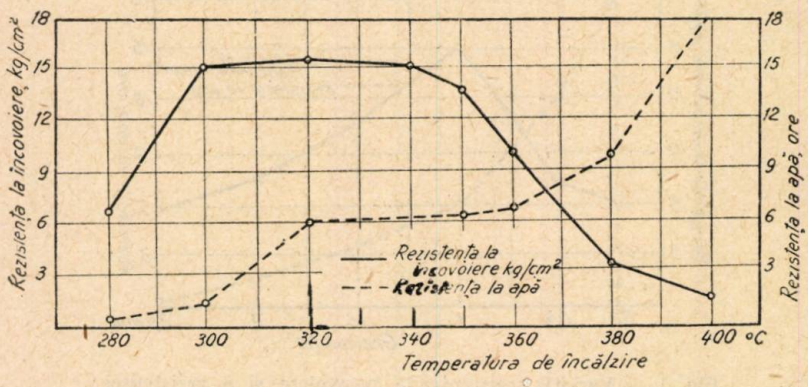


Fig. 2. — Variaţia rezistenţei la încovoiere şi a rezistenţei la apă a brichetelor confecţionate din lignit de Rovinari (clasa densimetrică 1,20—1,25; sortul granulometric 0—1 mm) în funcţie de temperatura de încălzire a materialului de brichetat.

peratura respectivă a materialului de brichetat. După cum era şi normal, date fiind condiţiile de transfer de căldură, variind temperaturile în limitele arătate mai sus şi timpul de menţinere a materialului la temperatura respectivă, am putut constata o anumită echivalenţă între calităţile brichetelor obţinute la temperaturi mai scăzute şi cu timp de menţinere la cald mai mare şi calităţile brichetelor obţinute la temperaturi mai ridicate şi timp de menţinere mai scurt. În condiţiile de laborator în care am lucrat acest timp era de ordinul de mărime al orelor (0,5—3 ore).

e. *Influenţa timpului de menţinere a brichetei în matriţă.* O condiţie importantă în realizarea acestor brichete din lignit am constatat că este şi timpul de menţinere sub presiune a brichetei. Un timp mai îndelungat aduce după sine brichete de mai bună calitate, cu suprafaţă lucioasă şi compactă, în timp ce o menţinere de mai scurtă durată sub aceeaşi presiune se soldează cu apariţia de fisuri pe suprafaţa brichetei şi pierderea luciului. Este necesar ca bricheta să se răcească sub presiune pentru ca gudroanele exudate pe suprafaţa particulelor din interiorul lor să se solidifice şi să lege granulele între ele.

De asemenea este necesar să se evite contactul brichetei cu aerul înainte de răcire, deoarece acesta oxidează materialul și îl degradează (tabela 2).

Tabela 2

Influența timpului de menținere în matriță după presarea brichetelor din cărbuni de Rovinari asupra rezistenței lor mecanice

Granulația mm	Presiunea de brichetare kg/cm²	Timpul de menținere în matriță după presare min	Temperatura de încălzire °C	Timp de încălzire ore	Rezistența la încovoiere kg/cm²	Aspectul brichetelor
0—1	1 500	1	350	2	11—12	se fisurează
0—1	1 500	60	350	2	14—15	nu se fisurează

Acest contact cu aerul trebuie evitat și în tot timpul încălzirii materialului înainte de presare, deoarece contactul cu aerul înlătură integral posibilitatea realizării unor brichete cu o cît de mică consistență. Încălzirea trebuie să se facă indirect, în atmosfera propriilor materii volatile degajate din cărbune. Credem că încălzirea se poate face și direct cu gaze inerte, sau reducătoare. Acest ultim fel de încălzire încă nu a fost experimentat de noi.

f. *Influența presiunii de brichetare.* În ceea ce privește presiunea de brichetare la cald, am constatat că în condițiile arătate mai sus este suficientă o presiune cuprinsă în intervalul 1 100—1 300 kg/cm² (tabela 3).

Din rezultatele experiențelor expuse pînă aci, tragem concluzia că, cu toate că pe scară de laborator se pot realiza brichete ce corespund condițiilor de recepție, nu putem conta pe acest procedeu ca fiind o soluție pentru fabricarea pe scară industrială de brichete din ligniți, deoarece trebuie să ne așteptăm la o scădere a calităților brichetelor prin fabricarea lor la scară mare, în special în ceea ce privește rezistența mecanică. Dat fiind că cele mai bune rezistențe mecanice obținute din încercările noastre au fost numai cu puțin superioare limitei minime admise, este foarte posibil ca la o eventuală fabricare, pe scară industrială, rezistențele mecanice să fie insuficiente.

Tabela 3

Influența presiunii de brichetare asupra calității brichetelor din cărbuni de Rovinari *)

Granulația mm	Presiunea de brichetare kg/cm²	Temperatura de încălzire °C	Timp de încălzire ore	Rezistența la încovoiere kg/cm²	Rezistența la apă ore
0—1	800	350	2	sub 8	2—3
0—1	1 200	350	2	10—11	4—6
0—1	1 500	350	2	11—12	4—6

*) Timpul de menținere în matriță — un minut.

De aceea, încercările noastre următoare au fost îndreptate spre găsirea unei soluții pentru ridicarea rezistenței la apă astfel încît să nu sufere

rezistența mecanică a brichetelor. În vederea realizării acestui scop am extins încercările noastre mai vechi, de brichetare la temperaturi mai scăzute, sub 100°C [19], [1].

REZULTATELE ÎNCERCĂRILOR DE BRICHETARE LA TEMPERATURI SCĂZUTE (SUB 100°C), ÎN SPAȚIU ÎNCHIS

Într-o lucrare anterioară [1], am prezentat încercările noastre de brichetare la diverse temperaturi pînă la 100°C. Acolo am stabilit influența favorabilă pe care o are ridicarea temperaturii materialului ce urmează a fi supus brichetării pînă la temperatura de 80°C. Am arătat de asemenea că depășirea acestei temperaturi micșorează rezistența brichetelor.

Din încercările descrise în capitolul precedent, s-a observat că are o mare influență faptul dacă materialul supus brichetării este încălzit în prezența sau în absența aerului; că încălzind cărbunele fin granulat, în matriță închisă, rezultatele sînt incomparabil superioare celor obținute prin brichetarea unui material încălzit în spațiu deschis.

Acest lucru ne-a determinat să reproducem experiențele descrise în comunicarea amintită, pentru cazul cărbunelui de Rovinari, însă de data aceasta încălzirea făcînd-o în absența aerului.

În acest scop am efectuat serii de încercări de brichetare pe sorturi densimetrice de spălare (clasa densimetrică $< 1{,}20$ și $1{,}20-1{,}25$),variind granulația materialului (0,2, 0,5 și 1 mm), temperatura de încălzire a materialului în matriță închisă (20—200°C) și timpul de încălzire.

Și în aceste încercări, ca și în cele anterioare, capacitatea cea mai mare de brichetare a prezentat-o sortul densimetric $1{,}20-1{,}25$.

Granulația cea mai favorabilă a fost de asemenea aceea de $0-0{,}2$ mm.

În ceea ce privește temperatura optimă de brichetare, aceasta s-a dovedit a fi în jurul a 80°C (fig. 3 și 4).

Brichetele astfel formate au o rezistență mecanică de peste 30 kg/cm² și ceea ce este și mai important, o foarte bună rezistență la apă, unele din ele menținîndu-și forma în apă un timp nelimitat. În urma unui astfel de tratament, brichetele își pierd complet proprietatea pe care o aveau de a se umfla în apă. Brichetele au un luciu persistent și muchiile foarte tari spre deosebire de acelea confecționate din același material și în aceleași condiții, dar la temperaturi obișnuite (20°C) sau ridicate (320°C).

În toate aceste încercări am folosit datele optimale din studiile anterioare; pentru umiditatea optimală de brichetare 14%, iar pentru presiunea de brichetare — 1 500 kg/cm². Rezistențele mecanice deosebit de mari care au fost obținute, ne îndreptățesc să spunem că această presiune poate fi mai scăzută.

Și în acest caz încercările noastre s-au rezumat numai la faza de laborator. Sperăm însă că rezultatele obținute se vor menține în bună măsură și la o scară de producție mai mare.

Lucrările noastre continuă în momentul de față cu studiul posibilităților de ameliorare a rezistenței la apă a brichetelor prin tratamente

termice posterioare brichetării. În cadrul acestui studiu urmărim în special determinarea unei anumite aluri termice care să nu provoace fisurarea brichetei, precum și a unei temperaturi finale de încălzire, optime. Acest fel de tratament termic îl studiem și în legătură cu felul cum este formată bricheta, iar dacă brichetarea se face la cald, continuăm încălzirea de la temperatura la care este scoasă bricheta din matriță, fără a o lăsa să se răcească.

Rezultatele obținute pînă acum, însă, nu ne mulțumesc, în special din cauza faptului că brichetele astfel prelucrate, cu toate că au rezistență la apă sporită, își pierd foarte mult din rezistența mecanică și se fisurează.

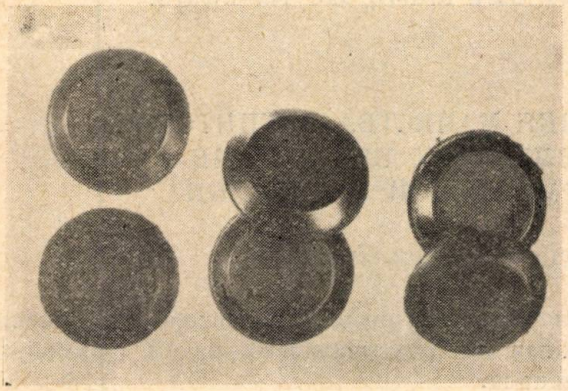


Fig. 3.— Brichete din lignit de Rovinari. Temperatura de presare, 80°C; presiunea de brichetare, 1 500 kg/cm²; umiditatea cărbunelui, 14%; granulația cărbunelui, 0—0,2 mm; clasa densimetrică, 1,20—1,25.

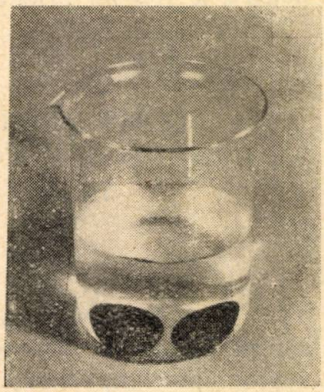


Fig. 4. — Brichete din ligniți de Rovinari după 3 ore de ședere în apă (condițiile de formare sînt identice celor din figura 3).

Tot de un astfel de posttratament termic al brichetelor, de data asta al turbelor, poate fi vorba și în încercările noastre de cocsificare a turbei. În unele din aceste încercări am folosit metoda arătată mai sus de brichetare fierbinte și apoi de cocsificare obișnuită, în retorte de laborator de tipul Koppers. Brichetele obținute erau de calitate superioară, avînd rezistențe la compresiune mai mari de 400 kg/cm² și o rezistență la apă foarte mare (brichete cufundate în apă își păstrau forma și rezistența chiar și 10 zile). Încercînd diferite granulații s-au putut obține brichete bune chiar și din granulații mari (3—4 mm), iar presiunea necesară brichetării a putut fi coborîtă mult sub 1 000 kg/cm².

În ceea ce privește cocsul rezultat prin pirogenarea acestor brichete, acesta era de calitate.

CONCLUZII

Din lucrările prezentate reiese influența favorabilă pe care o are tratamentul termic fie premergător, fie posterior brichetării asupra rezistenței la apă a brichetelor din ligniți, fără liant.

Dintre căile studiate, calea cea mai bună de îmbunătăţire a rezistenţei la apă s-a dovedit a fi în cazul lignitilor, încălzirea materialului destinat brichetării în absenţa aerului, în jurul temperaturii de 80°C. O încălzire mai puternică, pînă la exudarea gudroanelor la suprafaţa particulelor, precum şi un tratament termic posterior brichetării (aşa cum rezultă din încercările efectuate pînă acum), aduc după sine o înrăutăţire a rezistenţei mecanice cu toate că rezistenţa la apă este îmbunătăţită simţitor. Acest fel de prelucrare îşi poate găsi aplicarea fie la brichetarea turbelor în vederea cocsificării, fie eventual, la brichetarea huilelor tinere pentru a realiza brichete destinate arderii sau cocsificării.

ОПЫТ УЛУЧШЕНИЯ КАЧЕСТВА ЛИГНИТОВЫХ БРИКЕТОВ, ИЗГОТОВЛЕННЫХ БЕЗ СВЯЗЫВАЮЩЕГО, ПУТЕМ ТЕРМИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ

КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ

В работе указываются пути улучшения водостойкости лигнитовых брикетов, изготовленных без связывающего, путем термообработки брикетируемого материала.

С этой целью были произведены две серии опытов : 1) опыты по доведению брикетируемого угля до температуры выделения смол с целью применения их в качестве связующего и 2) опыты по снижению адсорбирующих сил (по воде) угольных частиц и по устранению склонности брикетов к набуханию путем предварительного подогрева брикетируемого материала до 70—90° в закрытом пространстве.

Наилучшие результаты получены при брикетировании угля, доведенного до состояния оптимальной влажности после предварительного нагрева в закрытой матрице до 70—90°.

ОБЪЯСНЕНИЕ РИСУНКОВ

Рис. 1. — Изменение сопротивления изгибу и водоустойчивости брикетов из ровинарского лигнита (денсиметрический класс 1,20—1,25) при 350° С в зависимости от зернистости угля.

Рис. 2. — Изменение сопротивления изгибу и водоустойчивости брикетов из ровинарского лигнита (денсиметрический класс 1,20—1,25; зерновой состав 0—1 мм) в зависимости от температуры нагрева и брикетируемого материала.

Рис. 3. — Брикеты из ровинарского лигнита; температура брикетирования 80 °С; давление брикетирования 1 500 кг/см²; влажность угля 16 %; зерновой состав 0—0,2 мм; денсиметрический класс 1,20—1,25.

Рис. 4. — Брикеты из ровинарского лигнита после 3-часовой выдержки в воде (условия образования идентичны условиям на рис. 3).

ESSAIS D'AMÉLIORATION PAR DES TRAITEMENTS THERMIQUES DE LA QUALITÉ DES BRIQUETTES DE LIGNITE SANS LIANT

RÉSUMÉ

L'article propose l'application de certains traitements thermiques en vue d'améliorer les qualités de résistance aux intempéries (à l'humidité) des matières premières des briquettes de lignite sans liant.

Dans ce but, deux genres d'expériences ont été entreprises. Pour les unes, le charbon à briqueter est porté à la température à laquelle les goudrons commencent à se dégager, pouvant remplacer ainsi les liants. Les autres ont cherché à réduire la capacité d'absorption (de l'eau) des particules de charbon et à éliminer la tendance des briquettes à s'enfler, en les portant, avant d'être pressées, à des températures de 70 à 90°C, sans apport d'air. Les meilleurs résultats ont été obtenus en briquetant des charbons amenés à un taux d'humidité favorable, après échauffement préalable, à 70—90°C en forme close.

EXPLICATION DES FIGURES

Fig. 1. — Variation, en fonction de la dimension des granules, de la résistance à la flexion et à l'humidité des briquettes de lignite de Rovinari (catégorie densimétrique entre 1,20—1,25) à la température de 350°.

Fig. 2. — Variation de la résistance à la flexion et à l'humidité des briquettes en lignite de Rovinari (catégorie densimétrique entre 1,20—1,25 ; granulométrie 0 à 1 mm) en fonction de la température de chauffe du matériel à briqueter.

Fig. 3. — Briquettes en lignite de Rovinari. Température de pressage, 80°C ; pression de briquetage, 1 500 Kg/cm^2 ; humidité du charbon, 14% ; granulation 0—0,2 mm ; catégorie densimétrique 1,20—1,25.

Fig. 4. — Briquettes en lignite de Rovinari après 3 heures de séjour dans l'eau (conditions identiques à celles de la figure 3).

BIBLIOGRAFIE

1. I. Blum, Fr. Bolchi, G. Muscă, *Forschungen über die bindemittellose Brikettierung der holzigen Braunkohle — Lignitte.* Lucrare comunicată la Congresul de Minerit din iunie 1957 de la Freiberg.
2. E. Glöckner, *Kennzeichnung der Härte der Braunkohle im Hinblick auf ihre Auswirkung bei der Brikettierung.* Bergakademie, 1 (1954).
3. И. Ремесников, К вопросу оценки брикетируемости углей и их классификации по диаграммам прессования. Уголь, 10 (1953).
4. B. Kegel, *Aufbereitung und Brikettierung.* (Teil 1) *Brikettierung der Braunkohle.* Ed. Knapp, Halle, (Saale) (1948).
5. A. Thau, *Brennstoffschwelung*, Halle, (Saale), **1** (1949).
6. I. Ştefănescu, *În problema brichetării fără liant a unor huile din R.P.R.* Revista Minelor, 3 (1955).
7. Пацутников, Покровский, *Брикетирование бурового угля.* Москва (1950).
8. * * * *A kötányagnélküli brikettezés.* Magyar Energiagazdasag, 12 (1951).
9. * * * *A kötöanyagnélküli brikettezés elmélete és gyakorlata.* Magyar Energiagazdaság 1, 2 (1952).

10. V. VCELAK, *Prspévek k briketovani hnedého, vyextrahavaného uhli bez pojiva.* Paliva, 10 (1951).
11. BRĂDEŢEANU, *Aspecte noi în brichetarea cărbunilor.* Revista minelor, 4 (1951).
12. H. HOCH, H. FISCHER, O. SCHRADER, *Fragen der Brikettforschung.* III. *Mitteilung. Die verschiedenen Ursachen der Wasserunbeständigkeit von Braunkohlen briketts und ihre Beeinflussung.* Braunkohle, 34 (1935).
13. H. HOCH, H. JECKEL, *Zur Kenntnis der Brikettierung nordböhmischer Braunkohlen.* Braunkohle, 43 (1944).
14. H. PIATSCHECK, *Verbesserung der Brikettqualität durch die Anwendung höherer Kohlentemperaturen.* Braunkohle, 33 (1934).
15. K. FRITZSCHE, *Quellerscheinungen bei Braunkohlenbriketts und ihre Bekämpfung.* Braunkohle, 37 (1938).
16. E. RAMMLER, *Einfluss von Aschengehalt und Aschenart bei der Brikettierung.* Bergbau und Energiewirtschaft, 5 (1950).
17. E. RAMMLER, E. KNOPFE, *Brikettierung von salzhaltiger und entsalzter Braunkohle.* Bergbau und Energiewirtschaft, 2,3 (1951).
18. I. BLUM, AL. BĂDĂRĂU, I. EPURE, B. BERCOVICI, *Studiul posibilităţilor de reducere a conţinutului de steril din ligniţi prin spălare cu lichide grele.* II. *Incercări de descenuşare a cărbunilor de Rovinari.* Studii şi cercetări de energetică, 3 (1957).
19. I. BLUM, FR. BOLCHI, *Brichetarea cărbunilor romînesti.* Institutul politehnic, Bucureşti (1949).

STUDII PRIVIND CARBOXIREACTIVITATEA COCSURILOR FABRICATE DIN HUILE DIN R.P.R.*)

DE

I. BLUM, FR. BOLCHI, B. BERCOVICI şi E. KRAFT

Importanţa cocsului, ca unul din produsele principale ale industriei cocso-chimice şi ca materie primă de bază pentru industria metalurgică, este suficient de cunoscută pentru a nu mai fi necesar s-o subliniem aici.

Dintre proprietăţile fizico-chimice care determină calitatea cocsului, carboxireactivitatea, definită prin proprietatea cocsului de a reduce cu uşurinţă bioxidul de carbon, sau mai precis prin viteza reacţiei:

$$\text{I} \qquad C + CO_2 \rightleftharpoons 2\,CO - q$$

are o importanţă deosebit de mare pentru utilizarea cu succes a cocsului în furnale, gazogene etc.

Din cercetările privind mecanismul de formare şi stabilitatea termică a oxidului de suprafaţă format în reacţia

$$\text{II} \qquad C + CO_2 \rightleftharpoons \underbrace{C(O) + CO}_{\text{oxid de suprafaţă}}$$

se ajunge la concluzia că în reacţia dintre CO_2, CO şi amestecuri ale acestor gaze, cu carbonul, la temperaturi cuprinse între aproximativ 600 şi 950°C, reacţiile I şi II au loc simultan; cinetica reacţiei I este astfel influenţată de efecte de întîrziere, cauzate de blocajul suprafeţei de reacţie cu oxizi de suprafaţă, urmată de reacţia secundară a CO cu oxidul de suprafaţă ce produce CO_2 [1].

În scopul stabilirii proprietăţilor care determină variaţia carboxireactivităţii specifice la diverşi combustibili, cît şi a condiţiilor necesare creşterii vitezei de reacţie cu anhidrida carbonică, numeroase studii au fost consacrate cercetării echilibrului reacţiei I în funcţie de diferiţi factori, atît inerenţi combustibilului (conţinutul în materii volatile, conţinutul

*) Lucrare prezentată Institutului de energetică la data de 26—28 septembrie 1957.

în cenuşă şi compoziţia sa, constituenţii petrografici ai cărbunelui, condiţiile de cocsificare, porozitatea şi conductibilitatea electrică a cocsului etc.), cît şi experimentali (granulaţia cocsului, temperatura, presiunea parţială a CO_2, timpul de contact etc.) [2]—[8].

Dintre aceşti factori, o importanţă deosebită prezintă conţinutul în cenuşă şi compoziţia sa. Astfel, cenuşa acţionează drept catalizator al grafitării cărbunelui şi ca material inert (diluînd masa reacţionabilă a carbonului, împiedicînd difuzia gazelor prin formarea unui strat de gaz staţionar marginal în porii reziduului de cenuşă sau în cazul unei temperaturi joase de topire a cenuşii, formînd un clinker neporos care înglobează carbon nereacţionat), ceea ce duce la o diminuare a valorii carboxireactivităţii [9], [10].

Pe de altă parte, cercetările efectuate asupra reactivităţii cocsurilor fără cenuşă şi a importantelor efecte catalitice ale unor adaosuri de săruri minerale, au arătat că cenuşa poate constitui şi un catalizator al reacţiei I, mărind considerabil valoarea carboxireactivităţii cocsului [1], [11], [12].

Unii autori prezintă chiar o clasificare a constituenţilor chimici ai cenuşii împărţindu-i în 3 grupe [13], după acţiunea lor catalitică în favorizarea carboxireactivităţii:

a) puternice: Fe, Ca, K,
b) slabe: Mg, Mn,
c) negative: Al, Si.

Studiile întreprinse asupra mecanismului reacţiei de cataliză arată că au loc schimbări particulare ale legăturilor atomice şi că reacţiile au loc sub formă de complecşi temporari între moleculele reactante. Influenţa catalizatorului asupra reacţiei este dependentă de natura sa chimică şi de starea sa fizică, ea reprezentînd o fază de tranziţie electrică sau magnetică, fie ca suprafaţă de activare, deranjări de reţea etc [14].

Acţiunea catalitică a fierului asupra creşterii valorii carboxireactivităţii cocsurilor se explică în diferite studii [11], [12], [13] prin următoarele reacţii probabile:

$$Fe_2O_3 + 3\,C = 2\,Fe + 3\,CO$$
$$Fe + CO_2 = FeO + CO$$
$$3\,FeO + CO_2 = Fe_3O_4 + CO$$
$$Fe_3O_4 + C = 3\,FeO + CO$$
$$FeO + C = Fe + CO$$

Pentru acţiunea catalitică a adaosului de CaO se menţionează următoarele reacţii probabile [12]:

$$CaO + CO_2 = CaCO_3$$
$$CaCO_3 + C = CaO + 2\,CO$$

De asemenea acțiunea catalitică deosebit de puternică a alcaliilor s-ar putea datora următoarelor reacții [12]:

$$K_2O + CO_2 = K_2CO_3$$
$$K_2CO_3 + C = K_2O + 2\,CO$$
$$K_2O + C = 2K + CO$$
$$2K + CO_2 = K_2O + CO$$

Menționăm cercetările efectuate asupra acțiunii catalitice a unui adaos complex de săruri minerale, în speță minereul de fier [11], [12], unde acțiunea catalitică pozitivă a fierului este diminuată de acțiunea negativă a SiO_2 și Al_2O_3.

Studiile arată că în general acțiunea catalitică a adaosurilor minerale asupra valorii carboxireactivității poate urma 2 căi [8]:

— modifică structura straturilor superficiale ale rețelei cristalului de carbon, mărind numărul atomilor de margine, producîndu-se astfel o activare a masei cărbunoase;

— nu modifică structura carbonului și acționează ca un catalizator al reacției I, conform reacțiilor de mai sus.

Întrucît combustibilii cărora li se determină carboxireactivitatea sînt în general combustibili artificiali (mangal, semicocs și cocs), carboxireactivitatea unui combustibil apare ca o mărime complexă care depinde de structura sa fizico-chimică și care este determinată la rîndul ei de natura materiei prime utilizate, condițiile de cocsificare etc.

În lucrarea de față prezentăm cercetările efectuate asupra variației valorii carboxireactivității cocsurilor rezultate prin cocsificarea unor tipuri de huile din Banat și Valea Jiului, cît și a influenței catalitice a unor adaosuri de săruri minerale asupra creșterii valorii carboxireactivității lor.

CONDIȚII EXPERIMENTALE

A. Pregătirea probelor

Cărbunii ce urmează a fi cocsificați în vederea determinării carboxireactivității sînt supuși următoarelor operații pregătitoare:

— uscare la umiditate higroscopică în atmosfera laboratorului;

— măcinarea lor astfel ca aproximativ 20% să aibă granulația cuprinsă între 2—3 mm și aproximativ 80% să fie mai mică de 2 mm;

— umectarea lor prin pulverizare la o umiditate de aproximativ 10%.

O cantitate de 400—500 g din proba de cărbune astfel pregătită este introdusă într-o retortă de fier cilindrică cu diametrul de 80 mm, avînd un capac mobil cu țeavă laterală pentru evacuarea produselor volatile și, se tasează cărbunele, lăsîndu-se un orificiu central în vederea introducerii tijei termocuplului. Retorta astfel pregătită este introdusă într-un cuptor electric cu mufă verticală, încălzit în prealabil la 700°C. Se urmărește ca temperatura să ajungă în retortă la 950—1 000°C în 3—4 ore și se con-

sideră cocsificarea terminată la o oră după ce flacăra materiilor volatile s-a stins. Cocsul se stinge cu apă, iar bucăţile de cocs sînt uscate la etuvă. Proba de cocs ce urmează să fie studiată se sfarămă pînă la o mărime de 10 mm şi se face o probă medie prin metoda sferturilor. Proba medie obţinută se macină la o moară cu discuri la granulaţia 0,5—1 mm care constituie proba pentru determinarea carboxireactivităţii [15], [16].

În scopul obţinerii de cocsuri în condiţii identice pentru toţi cărbunii studiaţi, parametrii menţionaţi mai sus au fost menţinuţi riguros constanţi.

Analiza tehnică a cărbunilor studiaţi se prezintă în tabela 1.

Tabela 1

Analiza tehnică a huilelor studiate din Banat şi Valea Jiului

Cărbuni din	Cărbune de:	$W_a^a\%$	$A^a\%$	$V^a\%$	$C_f^a\%$
Banat	Secul	1,8	5,2	24,6	68,4
	Cozla	1,8	6,5	26,6	65,1
	Anina, proba I	1,2	4,8	28,1	65,9
	Anina, proba II	1,6	7,8	27,7	62,9
Valea Jiului	Lupeni, proba I	1,4	9,9	37,5	51,2
	Lupeni, proba II	1,9	6,6	37,0	54,5
	Uricani	2,5	6,9	39,3	51,3

B. Determinarea carboxireactivităţii

Dintre diversele metode de determinare a carboxireactivităţii [2], metoda care analizează chimic gazul, măsurînd oxidul de carbon format, este în general cea mai adoptată. Metoda aceasta necesită un aparataj relativ simplu, uşor de pus la punct, iar rezultatele obţinute sînt precise şi constante. Principiul metodei se bazează pe trecerea unui curent de CO_2 peste combustibilul a cărui reactivitate urmează să fie determinată, iar gazele rezultate sînt apoi analizate, ceea ce indică o mai apropiată corespondenţă cu fenomenele ce se petrec în furnale, gazogene etc. şi care fac ca metoda să fie foarte indicată pentru cercetările de laborator.

Schema instalaţiei pentru determinarea carboxireactivităţii folosită în cursul cercetărilor noastre, precum şi caracteristicile tubului de reacţie sînt prezentate în figurile 1 şi 2.

Debitul de CO_2 este menţinut constant la 10,8 l/h. Puritatea CO_2 utilizat este de 99,6%.

După montarea instalaţiei se fac următoarele operaţii:

— se verifică etanşeitatea întregului sistem;

— se trimite un curent de CO_2 la debitul stabilit prin instalație, evacuîndu-se apoi în atmosferă;

— se reglează încălzirea cuptorului cu ajutorul unui reostat astfel ca zona cocsului din tubul de reacție să se afle la temperatura de 950°C care se menține constantă;

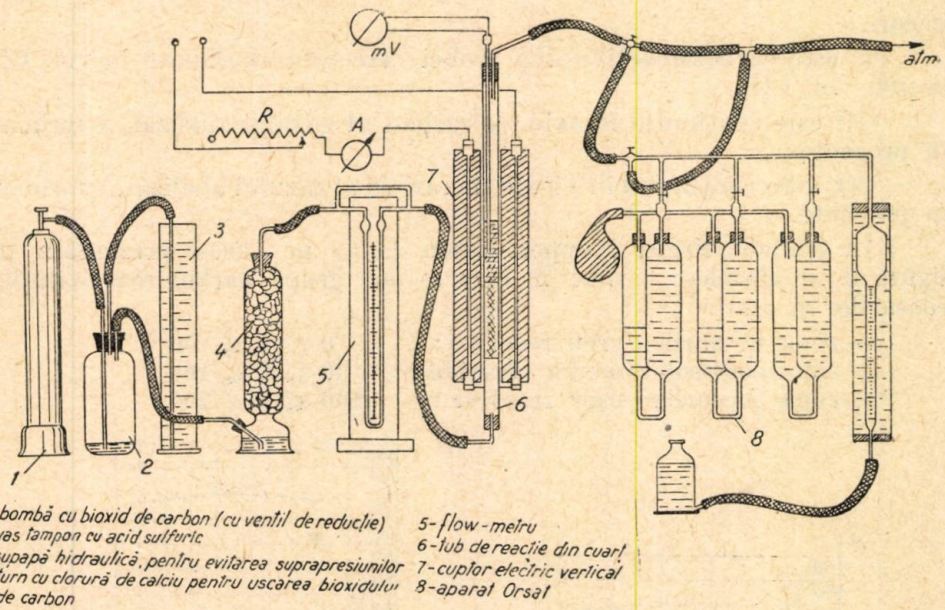


Fig. 1. — Schema instalației pentru determinarea carboxireactivității.

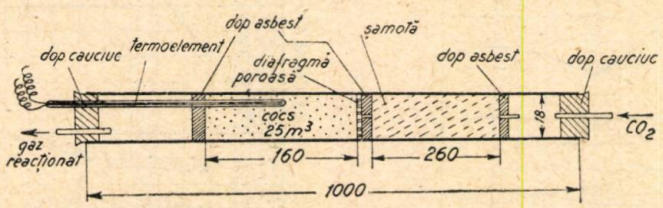


Fig. 2. — Caracteristicile tubului de reacție.

— se permite timp de 15 minute trecerea CO_2 la debitul prescris prin zona cocsului aflat la 950°C;

— din 5 în 5 minute se iau succesiv 10 probe de gaz care sînt analizate la aparatul Orsat.

Pentru toate determinările efectuate, caracteristicile menționate au fost păstrate riguros constante, orice variație influențînd foarte mult valoarea carboxireactivității găsite.

Calculul carboxireactivității se face cu ajutorul relației

$$R = \frac{100 \cdot CO}{CO_2 + \frac{1}{2} CO}$$

în care :

R este carboxireactivitatea probei cercetate exprimate în vol. CO la 100 vol. CO_2;

CO este conținutul în oxid de carbon al gazului analizat, exprimat în procente;

CO_2 este conținutul în bioxid de carbon al gazului analizat, exprimat în procente.

În graficul firmei Koppers-Essen [17], pe care-l prezentăm în figura 3, se stabilesc 3 zone în care se pot grupa carboxireactivitățile cocsurilor și anume :

— zona cocsurilor greu reactive : $0 \leqslant R \leqslant 50$
— zona cocsurilor mediu reactive : $50 \leqslant R \leqslant 100$
— zona cocsurilor ușor reactive : $100 \leqslant R \leqslant 200$

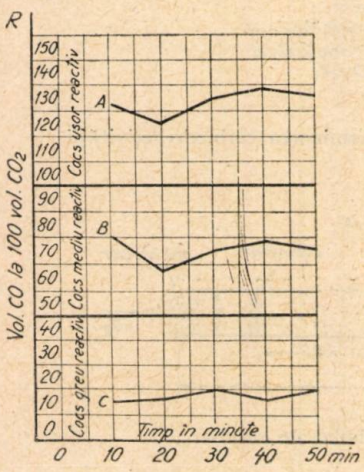


Fig. 3. — Zonele de grupare a cocsurilor după valoarea carboxireactivității lor.

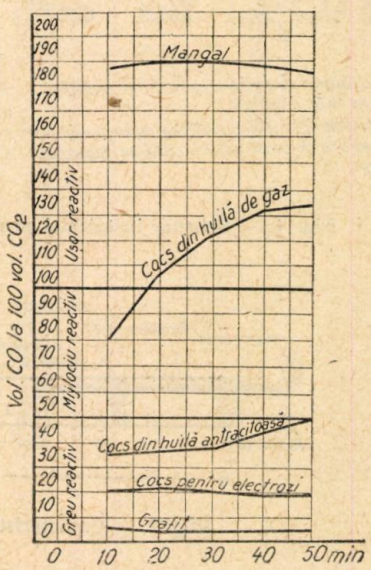


Fig. 4. — Carboxireactivitatea diferiților combustibili.

În graficul din figura 4 se prezintă carboxireactivitatea diferiților combustibili [18] — cocs din huile, grafit, mangal etc. — servind ca element de comparație pentru valorile găsite în cursul cercetărilor noastre.

REZULTATE

I. Pentru a se observa influența tipului de huilă, a variației conținutului său de cenușă, a tasării și degresării sale cu semicocs, asupra valorii carboxireactivității cocsului, s-au efectuat determinările ale căror rezultate se prezintă în tabela 2 și figura 5.

Tabela 2

Influența diferitelor caracteristici ale huilelor supuse cocsificării asupra valorii carboxireactivității cocsurilor rezultate

Cărbuni din	Numărul probei *	Cocs din cărbunele de	Valoarea carboxireactivității medii R
Banat	1	Cozla	156,4
	2	Secul	141,0
	3	Anina, proba I	125,2
	4	Anina, proba II	115,2
Valea Jiului	5	Uricani	117,8
	6	Uricani netasat	121,0
	7	Lupeni, proba I	168,1
	8	Lupeni, proba II	121,3
	9	Lupeni, proba II netasat	124,0
	10	Lupeni, proba II cu 16% adaos de semicocs de Petrila	137,8

* Numărul probei corespunde cu numărul curbei din figură.

Din rezultatele obținute se desprind următoarele:

1. Valorile carboxireactivității cocsurilor fiind mai mari de 100, îi situează conform diagramei din figura 3, printre cocsurile „ușor reactive".

2. În cazul celor 2 probe de Anina cercetate, creșterea cu 3% a cenușei în cărbune (tabela 1) duce la o scădere relativ mică a valorii carboxireactivității cocsului (de la 125,2 la 115,2) pe cînd la probele de Lupeni cercetate, creșterea cu aproximativ a aceleiași cantități a cenușii, duce la o mărire însemnată a carboxireactivității cocsului (de la 121,3 la 168,1) ceea ce arată caracterul complex al acțiunii cenușii asupra valorii carboxireactivității cocsului, în deplină concordanță cu cele înfățișate în partea introductivă a studiului.

3. Pentru a se observa acţiunea tasării cărbunelui înaintea cocsificării asupra valorii carboxireactivităţii cocsului, pentru cărbunii de Uricani şi Lupeni II, s-au efectuat determinări şi asupra cocsului rezultat din cărbune cocsificat netasat. Valorile rezultate sînt apropiate după cum se vede în tabela 2 — 121,0 faţă de 117,8 pentru Uricani şi 124,0 faţă de 121,3 pentru Lupeni II — ceea ce indică o neînsemnată influenţă a tasării cărbunelui asupra valorii carboxireactivităţii cocsului.

4. Prin degresarea huilei de Lupeni II cu 16% semicocs de Petrila, care constituie şi reţeta industrială de fabricare a cocsului în industria

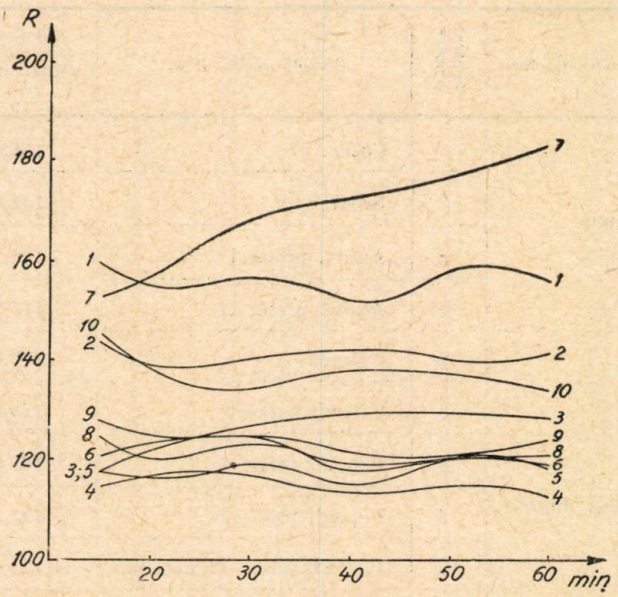


Fig. 5. — Curbele de variaţie ale carboxireactivităţii cocsurilor în funcţie de timp.

noastră cocsochimică, carboxireactivitatea cocsului rezultat se îmbunătăţeşte, valoarea sa crescînd de la 121,3 la 137,8.

5. Din tabela 2 şi figura 5, se observă influenţa tipului de huilă asupra variaţiei valorii carboxireactivităţii cocsului, ceea ce justifică pentru unii cărbuni studierea posibilităţilor de creştere a valorii carboxireactivităţii cocsului pe altă cale şi anume prin acţiunea catalitică a unor adaosuri de săruri minerale.

II. În scopul obţinerii de cocsuri cu carboxireactivitate mărită, pentru cărbunele de Anina I şi Lupeni I, s-au pregătit probe cu adaosuri de săruri minerale în proporţie de 5% (raportat ca oxizi metalici în cocs), folosindu-se următorii cationi: K, Na, Ca, Al, Si, Mn, Ni şi minereu de fier. Minereul de fier folosit a fost de Krivoi Rog — U.R.S.S. — şi a avut următoarea compoziţie chimică: 70,37% Fe_2O_3; 22,47% SiO_2; 2,45% Al_2O_3; 0,42% CaO; 0,85% MgO; 3,44% umiditate şi substanţe volatile.

Rezultatele obținute sînt prezentate în tabela 3 și figurile 6 și 7.

Tabela 3

Influența adaosului de 5% în săruri minerale asupra carboxireactivității cocsurilor de Anina I și Lupeni I

Nr. probei	Cocs cu adaos de 5%	Valoarea carboxireactivității medii R	
		Anina I	Lupeni I
1	K_2O	195,1	183,4
2	Na_2O	191,7	198,2
3	CaO	186,9	189,0
4	minereu de fier	171,9	181,9
5	SiO_2	166,3	187,9
6	MnO_2	161,2	189,6
7	Al_2O_3	131,9	183,0
8	NiO	129,7	168,4
9	fără adaos	125,2	168,1

În tabela 3 rezultatele sînt așezate în ordine descrescîndă a valorii carboxireactivității cocsurilor rezultate din cărbunele de Anina I cu diferite adaosuri de săruri minerale. Se observă acțiunea puternic catalitică a oxidului de potasiu, sodiu și calciu, ceea ce concordă pe deplin cu datele literaturii. Acțiunea oxidului de fier a putut fi diminuată prin acțiunea celorlalți oxizi care se află în minereul de fier utilizat pentru determinări. Observăm că atît pentru huila de Anina I cît și pentru cea de Lupeni I, toate adaosurile folosite au determinat creșterea valorii carboxireactivității cocsurilor, ajungîndu-se pentru oxizii de K, Na și Ca, aproape de valoarea maximă.

III. Pentru stabilirea influenței variației cantității de adaos de săruri minerale asupra valorii carboxireactivității, în continuarea studiului s-au efectuat pentru cărbunele de Lupeni I, cercetări cu 1 și 3% adaos, folosindu-se aceleași săruri minerale ca și în determinările precedente.

Rezultatele sînt prezentate în tabela 4, împreună cu cele date anterior pentru adaosul de 5%, pentru ușurința comparării valorilor obținute.

Tabela 4

Influența variației cantității de adaos de săruri minerale asupra carboxireactivității cocsurilor de Lupeni I

Nr. probei	Cocs cu adaos de	Valoarea carboxireactivității medii R prin adaosul de		
		1%	3%	5%
1	K_2O	194,4	197,5	183,4
2	Na_2O	192,2	185,3	198,2
3	CaO	175,5	185,0	189,0
4	minereu de fier	151,5	141,2	181,9
5	SiO_2	178,8	186,4	187,9
6	MnO_2	176,9	183,5	189,6
7	Al_2O_3	134,5	181,1	183,0
8	NiO	187,2	189,1	168,4
9	fără adaos	168,1	168,1	168,1

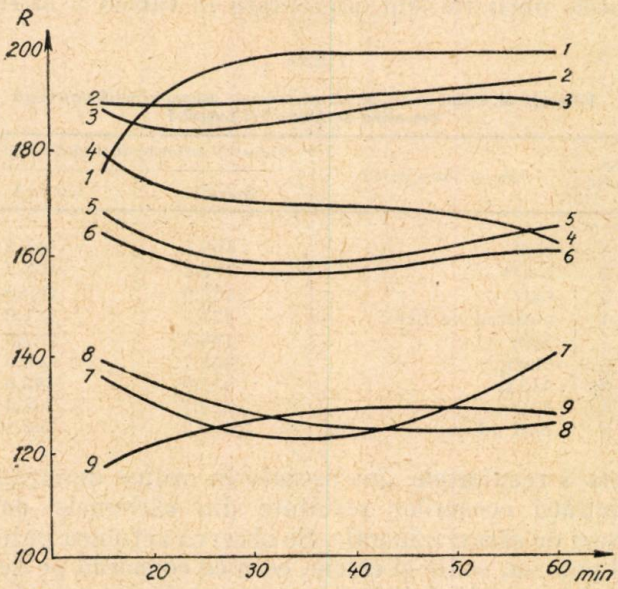


Fig. 6.—Curbele de variaţie ale carboxireactivităţii cocsurilor în funcţie de timp. Probele de Anina I cu 5% adaos.

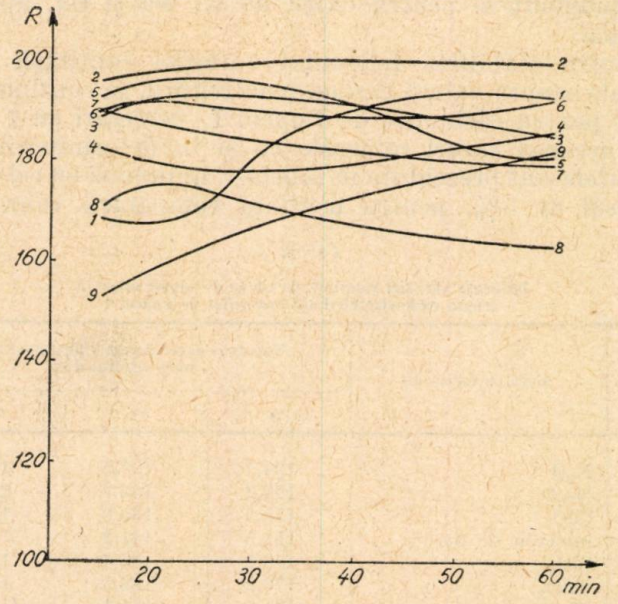


Fig. 7.—Curbele de variaţie ale carboxireactivităţii cocsurilor în funcţie de timp. Probele de Lupeni I cu 5% adaos.

Din datele prezentate în tabela 4, observăm că pentru adaosul de minereu de fier se obțin valori mai scăzute ale carboxireactivității cocsului la 1 și 3% față de 5%, iar pentru adaosul de Al_2O_3 valoarea carboxireactivității la 1% este cu mult mai scăzută față de adaosul de 3 și 5%, fiind sub valoarea carboxireactivității cocsului fără adaos.

Pentru celelalte adaosuri de săruri minerale, valorile carboxireactivității sînt apropiate, fără ca prin variația cantității de adaos să se ajungă la modificări însemnate ale valorii carboxireactivității cocsurilor.

CONCLUZII

Rezultatele obținute în urma cercetărilor privind carboxireactivitatea cocsurilor fabricate din diferite tipuri de huile din R.P.R. ne conduc la următoarele concluzii generale:

1. Valoarea carboxireactivității cocsurilor variază cu tipul de huilă folosit pentru cocsificare, ceea ce arată importanța structurii fizico-chimice a masei cărbunoase.

2. Există posibilitatea de a mări în mod considerabil valoarea carboxireactivității cocsurilor prin acțiunea catalitică a unor adaosuri de săruri minerale (carbonați sau oxizi).

Sărurile avînd drept cationi potasiu, sodiu, calciu și fier, au acționat cel mai puternic, carboxireactivitatea atingînd valori apropiate de plafonul maxim.

3. Valorile carboxireactivității cocsurilor studiate fiind mai mari de 100 vol. CO la 100 vol. CO_2, îi situează printre combustibilii ușor reactivi.

ИССЛЕДОВАНИЕ КАРБОКСИРЕАКТИВНОСТИ КОКСА, ИЗГОТОВЛЕННОГО ИЗ РУМЫНСКИХ КАМЕННЫХ УГЛЕЙ

КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ

Исследуется влияние некоторых параметров на степень карбоксиреактивности кокса, получаемого из различных видов каменного угля бассейнов Баната и долины Жиу.

Указывается на значение физико-химической структуры угольного вещества и каталитического действия минеральных примесей на степень карбоксиреактивности кокса. Соли, содержащие катионы K, Na, Ca и Fe, оказывали наиболее значительное влияние на карбоксиреактивность кокса, достигавшую значений, близких к максимальному пределу.

Так как значения карбоксиреактивности исследованного кокса больше 100 объемов CO на 100 объемов CO_2, его следует считать легко реагирующим топливом.

ОБЪЯСНЕНИЕ РИСУНКОВ

Рис. 1. — Схема установки для определения карбоксиреактивности.
Рис. 2. — Характеристики реакционной трубы.
Рис. 3. — Зоны группировки кокса по степени его карбоксиреактивности.
Рис. 4. — Карбоксиреактивность различных топлив.
Рис. 5. — Кривые изменения карбоксиреактивности в зависимости от времени испытания углей.
Рис. 6. — Кривые изменения карбоксиреактивности кокса в зависимости от времени. Образцы угля Анина I с примесями в 5%.
Рис. 7. — Кривые изменения карбоксиреактивности кокса в зависимости от времени. Образцы угля Лупени I с примесями в 5%.

ÉTUDES SUR LA CARBOXYRÉACTIVITÉ DES COKES DE HOUILLE FABRIQUÉS DANS LA RÉPUBLIQUE POPULAIRE ROUMAINE

RÉSUMÉ

On étudie l'influence de certains paramètres sur la valeur de la carboxyréactivité des cokes résultant des différents types de houille du Banat et de la vallée du Jiu.

On montre l'importance de la structure physico-chimique de la masse charbonneuse et de l'action catalytique de certains minéraux additionnels, sur la valeur de la carboxyréactivité des cokes. Les sels ayant les cations suivants : K, Na, Ca et Fe sont ceux qui ont influencé davantage la carboxyréactivité des cokes, qui ont ainsi atteint des valeurs proches du maximum.

Les valeurs de la carboxyréactivité des cokes étudiés étant supérieures à 100 volumes de CO pour chaque 100 volumes de CO_2 les font considérer comme des combustibles facilement réactifs.

EXPLICATION DES FIGURES

Fig. 1. — Schéma de l'installation de détermination de la carboxyréactivité.
Fig. 2. — Caractéristiques du tube à réaction.
Fig. 3. — Zones de groupement des cokes, selon la valeur de leur carboxyréactivité.
Fig. 4. — Carboxyréactivité des différents combustibles.
Fig. 5. — Courbes de variation de la carboxyréactivité des cokes, en fonction du temps.
Fig. 6. — Courbes de variation de la carboxyréactivité des cokes, en fonction du temps. Echantillons d'Anina I, à 5% de matériel additionnel.
Fig. 7. — Courbe des variations de la carboxyréaction des cokes, en fonction du temps. Echantillons de Lupeni I, à 5% de matériel additionnel.

BIBLIOGRAFIE

1. G. W. Lee, J. P. Graham, *World Power Conference*. Viena (1956); Section E, Paper 190 E/18, Anglia.
2. H. Guèrin, *Le problème de la réactivité des combustibles solides*. Paris (1945).
3. В. И. Касаточкин, Доклады Академии Наук СССР, 4, 1952.

4. Л. М. САПОЖНИКОВ, В. И. КАСАТОЧКИН, Вестник Академии Наук СССР, 2 1954.
5. H. H. LOWRY, *Chemistry of Coal Utilisation*. Londra 1947.
6. С. Г. АРОНОВ, Журнал прикладной химии, 9 (1952).
7. W. J. MULLER, E. JANDL, Brennstoff-Chemie, 2 (1938).
8. B. G. SIMEK, F. COUFALIK, Brennstoff Chemie, 11 (1937).
9. В. Н. ЕРШОВ, В.-Н. ПОМЕРАНЦЕВ, Журнал прикладной химии, 5 (1951).
10. ВОЗНЕСЕНСКИЙ и ЧЕРНЫШЕВ, Доклады Академии Наук СССР, 3, 1951.
11. B. NEUMAN, A. AHLEN, Brennstoff Chemie, 2 (1934).
12. — Brennstoff Chemie, 4 (1934).
13. З. А. ХАНДОВ, А. Б. ГЕНИН, Судовые газосиловые установки, Москва, 1951.
14. G. M. SCHWAB, *Advances in Catalysis*. New York, **2** (1959).
15. Л. Д. ГЛУЗМАН, И. И. ЭДЕЛЬМАН, Контроль коксохимического производства, Москва, 1946.
16. И. И. ГАПОН и А. Д. НИКИТИН, Лабораторный контроль коксохимического производства, Москва, 1950.
17. I. BLUM, *Manualul inginerului chimist*. Bucureşti, **5** (1957).
18. I. BLUM, P. POPESCU, *Studiul cocsurilor de petrol*. Monit. Petr. Roum., Bucureşti (1943).

SURSE TERMOENERGETICE DIN SUD-ESTUL ȚĂRII

III. CERCETĂRI PRIVIND POSIBILITĂȚILE DE VALORIFICARE A DERIVATELOR DE LA CARBONIZAREA PARȚIALĂ A STUFULUI: APE PIROLIGNOASE, GUDRON ȘI GAZE *)

DE

I. BLUM, FR. BOLCHI, R. HELLER și D. STANCU

Nota de față prezintă un studiu al produselor secundare rezultate din carbonizarea parțială a unor materii prime de natură vegetală (ca atare sau ca deșeuri din alte industrii prelucrătoare), în speță a stufului.

Caracteristicile chimico-tehnice ale materiei prime ca și procesul de carbonizare pe stația de semicarbonizare pentru combustibili solizi — Andreas Hoffer — la temperatura de 400°C, au fost prezentate în notele anterioare [1], [2].

Materiile volatile rezultate din proces, ca produse secundare au fost captate în recipiente, după natura lor, condensabilă sau nu, iar fiecare parte a fost prelucrată și studiată.

1. STUDIUL MATERIILOR VOLATILE CONDENSABILE OBȚINUTE LA CARBONIZAREA PARȚIALĂ A STUFULUI

După un repaus de mai multe zile, din partea condensabilă, prin decantare s-au separat:

— un strat superior apos, apele pirolignoase, de culoare brună, cu miros caracteristic, similar cu cel al produselor rezultate din distilarea lemnului;

— altul inferior, gudronul, un ulei brun închis, cu miros greu, cu densitatea ceva mai mare decît unitatea; acest gudron separat mai conține încă apă și este saturat cu acid acetic și homologi.

Determinările pe apele pirolignoase, cît și pe gudroane s-au efectuat analog procedeelor folosite în industria distilării uscate a lemnului.

*) Lucrare prezentată Institutului de energetică la data de 18 octombrie 1957.

1.1. APELE PIROLIGNOASE

1.1.1. CARACTERISTICILE FIZICO-CHIMICE ALE APELOR PIROLIGNOASE SEPARATE DE GUDRON, PRIN DECANTARE

Din carbonizarea parţială a stufului, la 400°C, în laborator, s-au obţinut [2] următoarele randamente în subproduse (tabela 1):

Tabela 1

Randamente în subproduse obţinute la carbonizarea parţială a stufului

Denumirea	Cantităţi % de greutate
Reziduu cărbunos	35,06
Ape pirolignoase	35,67
Gudron	5,89
Gaze	19,40
Pierderi	4,00
Total	100,00

Din tabela 1 rezultă că apele pirolignoase formează, prin cantitatea lor, componentul principal din produsele condensabile rezultate la carbonizarea parţială a stufului.

Densitatea apelor, după decantarea gudronului, este $d_{20} = 1{,}0301$, iar cea a apelor pirolignoase obţinute la distilarea uscată a lemnului este $d_{20} = 1{,}03$.

În tabela 2 sînt daţi componenţii apelor pirolignoase rezultate la carbonizarea parţială a stufului, comparativ cu cei obţinuţi la distilarea uscată a lemnului. Cifrele pentru lemn sînt din literatură [3].

Tabela 2

Compoziţia chimică a apelor pirolignoase rezultate din carbonizarea parţială a stufului la 400° C în comparaţie cu a celor obţinute la distilarea lemnului

Material \ Constituent	Apă %	Alcool metilic %	Acetonă %	Acid acetic %	Gudron solvit %
Lemn	raportat la stratul apos				
	80—85	2,5—3,5		8,12	3,50
Stuf	raportat la stratul apos				
	84,77	1,61	0,02	10,60	3,00
	raportat la stuf				
	30,24	0,57	0,01	3,70	1,07

1.1.2. DISTILAREA APELOR PIROLIGNOASE

În prelucrarea apelor pirolignoase s-a urmărit separarea fracțiunii alcoolice de partea acidă și de gudronul solvit, ca apoi printr-o prelucrare ulterioară să se ajungă la fracțiuni cît mai concentrate în alcool metilic și acid acetic. Procentajul mult prea scăzut în acetonă (sub 0,01% raportat la stuf) nu permite o separare a acesteia în laborator, acetona fiind antrenată de către gazele necondensabile, datorită temperaturii sale de fierbere scăzute.

Prelucrarea apelor pirolignoase obținute la carbonizarea parțială a stufului a fost făcută prin distilare fracționată în coloane de distilare de laborator, din sticlă, de tip Widmer.

Pentru distilare s-au luat 250 ml ape pirolignoase din care au distilat 220 ml, adică 88%, în balon rămînînd un reziduu de 30 ml adică 12%.

S-a citit temperatura corespunzătoare după fiecare 5 ml distilați.

Rezultatele sînt cuprinse în tabela 3.

Tabela 3

Distilarea în coloană de laborator Widmer a apelor pirolignoase rezultate din carbonizarea parțială a stufului

Volum ml	Distilat % vol	Temp. °C	Volum ml	Distilat % vol	Temp. °C	Volum ml	Distilat % vol	Temp. °C
Inițial	—	40	75	30	99	150	60	99
5	2	94	80	32	99	155	62	99
10	4	95,0	85	34	99	160	64	99
15	6	96,5	90	36	99	165	66	99
20	8	96,5	95	38	99	170	68	99
25	10	97	100	40	99	175	70	99
30	12	98	105	42	99	180	72	99
35	14	98	110	44	99	185	74	99,5
40	16	98	115	46	99	190	76	99,5
45	18	98	120	48	99	195	78	99,5
50	20	98,5	125	50	99	200	80	100
55	22	98,5	130	52	99	205	82	100
60	24	98,5	135	54	99	210	84	100
65	26	99	140	56	99	215	86	100
70	28	99	145	58	99	220	88	100

Din datele tabelei 3 s-au delimitat următoarele fracțiuni:

1. *Fracțiunea alcoolică.* Tot ceea ce a distilat sub 100°C s-a numit fracțiune alcoolică. S-au găsit componenți cu puncte de fierbere scăzute, ca: alcool metilic (p.f. = 64°C), urme de acetonă (p.f. = 56°C) și aldehide.

Prezența acetonei și aldehidelor a fost pusă în evidență numai calitativ prin metode generale [4].

Fracțiunea alcoolică a fost separată în trei subfracțiuni și anume:

a) distilatul pînă la 96,5°C constituie *subfracțiunea concentrată în alcool metilic*;

b) distilatul între 96,5—99°C constituie *subfracțiunea săracă în alcool metilic*, urmînd să se redistile pentru a scoate un cap de distilare mai concentrat în alcool metilic;

c) distilatul între 99—100°C constituie *subfracțiunea* apoasă; apa care a distilat în acest interval de temperatură a antrenat urmele de ulei ușor, uleiul de metilen, care va fi separat prin decantare,

2. *Fracțiunea acidă*. Tot ceea ce a rămas în balonul de distilare peste 100°C formează fracțiunea acidă. Această fracțiune conține acidul acetic din apele pirolignoase și gudronul solvit în aceste ape, va servi la recuperarea acidului acetic prin fixarea cu lapte de var, ca acetat de calciu.

În tabela 4 sînt prezentate randamentele în subfracțiunile mai sus amintite.

Randamentele în distilat ale apelor pirolignoase diferă de la o determinare la alta, datorită imposibilității omogenizării perfecte și a variației ritmului de încălzire.

Temperatura inițială de distilare a apelor pirolignoase obținute la carbonizarea parțială a stufului variază între 40—48°C.

Distilatul sub 95°C se prezintă ca un produs galben-verzui, limpede, peste această temperatură, distilatul se tulbură și devine alb-gălbui.

Tabela 4

Fracțiunile și subfracțiunile de distilare ale apelor pirolignoase

Determinarea	Volum de ape pirolignoase distilate ml	Volum de distilat		Randamentul în subfracțiuni distilate în % de volum			
				Fracțiune alcoolică		Fracțiune acidă	
		ml	% vol	*a)* subfracțiunea concentrată în alcool metilic	*b)* subfracțiunea săracă în alcool metilic	*c)* subfracțiunea apoasă	*d)*
1	250	220	88,0	6	20	62	12
2	500	411	82,2	6,2	26	50	17,8
3	500	392	78,4	6,4	16	56	21,6
4	500	437	87,4	6,6	23	60,8	9,6
5	500	435	87,0	6,2	18,8	62	13,0
Mediile randamentelor		în volume raportat % ape		6,28	20,76	58,16	14,80
		în greutate raportat % ape		5,91	20,21	57,43	16,45
		în greutate raportat % stuf		2,11	7,21	20,49	5,87

În tabela 5 se dau densitățile și aspectul fiecărei subfracțiuni obținute din distilare.

În primele două subfracțiuni s-a identificat calitativ prezența aldehidelor prin reducerea unei soluții amoniacale de azotat de argint.

Tabela 5

Caracteristicile subfracțiunilor de distilare ale apelor pirolignoase rezultate din carbonizarea parțială a stufului

Constituentul / Caracteristici		Limita de distilare °C	Densitate d_{20}	Aspect
Ape pirolignoase brute		—	1,0301	Lichid de culoare brună
Fracțiunea alcoolică	*a*) Subfracțiunea concentrată în alcool metilic	40—96,5	0,9698	Lichid galben-verzui
	b) Subfracțiunea săracă în alcool metilic	96,5—99	1,0028	Lichid slab verzui
	c) Subfracțiunea apoasă	99—100	1,0162	Lichid alb tulbure
Fracțiunea acidă		peste 100	1,1450	Lichid brun închis

Rectificarea subfracțiunii concentrată în alcool metilic

Subfracțiunea concentrată în alcool metilic *a*) a fost supusă unei rectificări și s-au obținut următoarele:

a_1) — alcool metilic frunți, distilatul fiind între 40—60°C;
a_2) — alcool metilic miez, distilatul fiind între 60—70°C;
a_3) — coada de distilare, distilatul fiind între 70—96,5°C;
a_4) — reziduul de distilare.

Se dă în tabela 6 caracteristicile și randamentele produselor obținute la această rectificare.

Tabela 6

Randamentele și caracteristicile produselor rezultate din rectificarea subfracțiunii concentrată în alcool metilic

Constituentul / Caracteristici	Limite de distilare	Raportat la fracțiune		Raportat la ape brut	Raportat la stuf	Densitatea
		% vol	% greut.	% greut.	% greut.	d_{20}
a) Subfracțiunea concentrată în alcool metilic	—	—	—	5,91	2,11	0,9698
a_1) Alcool metilic frunți	40—60	10,93	9,70	0,57	0,20	0,8669
a_2) Alcool metilic miez	60—70	20,31	18,77	1,11	0,40	0,8632
a_3) Alcool metilic cozi	70—96,5	12,50	12,60	0,74	0,26	0,9796
a_4) Reziduu, inclusiv pierderi	peste 96,5	56,26	58,93	3,48	1,24	1,0184

Caracteristicile chimico-tehnice ale produselor obţinute la rectificarea subfracţiunii concentrate în alcool metilic

a_1) Alcoolul metilic frunţi are densitatea $d_{20} = 0{,}8669$, căreia îi corespunde un conţinut de 70,48 % alcool metilic. În această subfracţiune s-a identificat aldehidă formică sub 1%.

S-a găsit de asemenea un conţinut de 5,2 % acetonă raportat la alcool metilic frunţi, sau 0,02% acetonă raportat la apele pirolignoase brute.

a_2) Alcoolul metilic miez are densitatea $d_{20} = 0{,}8632$ care corespunde la un conţinut în alcool metilic de 77,38%, respectiv din toate subfracţiunile concentraţia cea mai mare în alcool metilic.

a_3) Alcool metilic cozi are densitatea $d_{20} = 0{,}9796$, corespunzînd unui conţinut de 9,94 % alcool metilic, fracţiunea cea mai săracă în alcool metilic.

La această subfracţiune apar şi picături uleioase. În industria de prelucrare a produselor obţinute din distilarea uscată a lemnului, aceste pete uleioase sînt numite ulei de metil ($d_{20} = 0{,}94-0{,}98$; culoare brună-neagră; limite de distilare 85—200°C) [5].

Cantităţile de ulei separate din alcoolul metilic cozi au fost foarte mici. Indicele de refracţie al acestor picături de ulei a fost găsit $n_D = 1{,}495$.

S-a mai identificat calitativ furfurolul prin reacţia sa caractetistică cu anilină şi acid acetic glacial.

a_4) Reziduul de la rectificarea fracţiunii concentrate în alcool metilic are o proporţie foarte mare de apă cu reacţie acidă datorită acizilor, formic (indentificat calitativ) şi acetic, antrenaţi din fracţiunea acidă la distilarea primară.

Rectificarea subfracţiunii sărace în alcool metilic

Subfracţiunea *b*) a fost rectificată spre a se scoate capul de distilare în care s-a concentrat alcoolul metilic.

S-a cules astfel la noua distilare:

b_1) Un cap de distilare în care s-a adunat practic tot alcoolul metilic din *b*);

b_2) Reziduul apos care a fost aruncat.

În tabela 7 sînt date caracteristicile acestora.

Tabela 7

Rezultatele obţinute la rectificarea subfracţiunii sărace în alcool metilic

Caracteristici / Constituentul	Limita de distilare °C	Randament raportat la subfracţiunea b) % vol	Randament raportat la subfracţiunea b) % greut	Densitate d_{20}	Alcool metilic %
b) Subfracţiunea săracă în alcool metilic	—	—	—	1,0028	—
b_1) Cap de distilare	56—96	8,68	8,15	0,9450	32
b_2) Reziduu apos	peste 100	91,32	91,85	0,998	—

Capul de distilare obținut aici b_1) poate fi adăugat subfracțiunii concentrate în alcool metilic *a*) înainte ca aceasta să fie supusă rectificării.

Subfracțiunea apaosă c), ce distilă între 99—100°C, conține cantități foarte mari de apă și nu poate servi la recuperarea din ea a componenților amintiți.

Valorificarea fracțiunilor acide în vederea obținerii acidului acetic

Reziduul de distilare *d*) al apelor pirolignoase împreună cu capul de distilare pînă la 110°C al gudronului, trece la prelucrare pentru obținerea acidului acetic.

La prelucrarea acestui amestec se poate proceda la fel ca la recuperarea acidului acetic din apele pirolignoase obținute la distilarea uscată a lemnului.

Se tratează aceste fracțiuni acide cu lapte de var, cu un conținut de 20% $Ca(OH)_2$. În felul acesta acidul acetic trece sub formă de acetat de calciu. Acetatul de calciu format este scindat cu acid sulfuric de concentrație 90—92%. Acidul acetic pus în libertate poate fi extras prin distilare și apoi purificat.

O altă cale pe care poate s-o ia acetatul de calciu este aceea a distilării sale uscate care conduce la acetonă.

1.2. GUDRON

1.2.1. ANALIZA GUDRONULUI DE STUF ȘI LEMN

Gudronul rezultat la carbonizarea parțială a stufului se prezintă ca un ulei brun, cu miros caracteristic și cu reacție puternic acidă. Se dizolvă în acetonă și alcool metilic.

Randamentul total în gudron, raportat la stuf, este 8,98%; din aceasta, o treime reprezintă gudronul solubilizat în apele pirolignoase. Dacă se compară cu randamentele în gudron obținute din lemn [6], și anume pentru

— *lemnul de foioase*, 9—12% gudron total din care:
4—6% gudron solubil,
5—7% gudron insolubil;

— *lemnul de rășinoase*, 17—18% gudron total din care:
4—5% gudron solubil,
12—13% gudron insolubil;

se observă că randamentele în gudron obținute la carbonizarea parțială a stufului sînt mai apropiate de cele obținute la distilarea lemnului de foioase.

Datele ce se vor prezenta mai jos se referă la gudronul decantat obținut din carbonizarea parțială a stufului.

În tabela 8 se prezintă analiza sumară a gudronului de stuf.

Tabela 8

Analiza sumară a gudronului de stuf

Caracteristici	Valoarea
Densitate, d_{20}	1,085
Umiditate, %	3,000
Aciditate totală exprimată, % acid acetic	2,72
Acizi solubili exprimați, % acid acetic	1,56
Carbon liber, %	0,20

În tabela 9 se dă, după Sumarkov [7] şi Koslov [8] analiza sumară a gudronului din lemn de foioase (mesteacăn).

Tabela 9

Analiza gudronului din lemn de foioase

Caracteristici	Valoarea
Densitate, d_{20}	1,0956
Umiditate, %	10,20
Conținut în acizi ușor volatili, %	4.12
Conținut în acid acetic, %	3.86

1.2.2. DISTILAREA GUDRONULUI DE LEMN

Produsele obținute la distilarea gudroanelor de lemn sînt: acidul acetic, uleiuri ușoare, uleiuri grele şi smoală.

Valorificarea gudroanelor constă în recuperarea acidului acetic şi izolarea fracțiunilor de ulei ușor şi greu care conțin compuşi fenol-crezolici, piridine etc., produse utile industriei chimice.

La distilarea gudronului de lemn [9], [3] se aleg următoarele limite de fierbere:

— fracțiunea apoasă, ce distilă pînă la 110°C; ea reprezintă 15—20% din gudron; conține 9—10% acid acetic şi 2—3% alcool metilic;

— fracțiunea de ulei ușor ce distilă între 110—150°C, are densitatea $d_{20} = 0{,}97—0{,}98$ şi reprezintă 5—10% din gudron, conținînd fenoli şi baze piridice;

— fracțiunea de ulei greu care distilă între 150—250°C, $d_{20} = 1{,}04$, reprezintă 10—50% din gudron şi conține fenoli, crezoli;

— reziduul — smoala — reprezintă 40—60%.

Prima fracțiune din gudronul de lemn, apa acidă, este trimisă la prelucrarea fracțiunii acide din apele pirolignoase, pentru recuperarea acidului acetic.

Uleiul ușor este folosit în cele mai multe uzine de prelucrarea gudronului drept combustibil sau poate fi rafinat prin procedeele clasice cu acid sulfuric și hidroxid de sodiu spre a se obține solvenți ce pot fi folosiți în industria chimică.

Fracțiunea care își găsește o mai largă valorificare este aceea a uleiului greu, creozotul. Prelucrarea acestei fracțiuni urmărește fie obținerea creozotului brut, fie obținerea indivizilor chimici pe care-i conține.

1.2.3. DISTILAREA GUDRONULUI DE STUF

Randamentele în distilat ale gudronului obținut la carbonizarea parțială a stufului

La fel ca la gudronul de lemn s-au luat pentru gudronul de stuf aceleași fracțiuni.

Rezultatele distilării sînt trecute în tabela 10.

Tabela 10

Distilarea gudronului rezultat din carbonizarea parțială a stufului

Caracteristici / Constituentul	Limite de distilare °C	Densitatea d_{20}	% raportat la gudron			Media randamentelor % raportat la	
			determinarea I	determinarea II	determinarea III	gudron	stuf
Ape acide	pînă la 110	1,0046	36,50	31,00	32,65	33,38	1,97
Ulei ușor	110—150	1,0288	5,12	2,21	9,12	5,48	0,32
Ulei greu	150—250	1,0331	5,45	4,73	6,11	5,43	0,31
Smoală (reziduu)	—	—	52,00	62,06	52,12	55,40	3,26

În comparație cu gudronul de lemn, la gudronul de stuf se remarcă: o proporție mai mare de ape acide; randamentele în ulei ușor variază cam în aceleași limite, iar randamentele în ulei greu sînt vizibil mai mici la gudronul de stuf. Diferența pînă la sută este reprezentată de smoală care este în cantitate mare la ambele gudroane.

Analiza funcțiunilor obținute în distilarea gudronului de stuf

a. *Fracțiunea ce distilă pînă la 110°C, apele acide.* Fracțiunea pînă la 110°C reprezintă 33,38% față de gudron sau 1,97% față de stuful supus carbonizării parțiale. Este un lichid apos cu densitatea $d_{20} = 1{,}0046$, cu miros asemănător apelor pirolignoase și are reacție puternic acidă.

Aciditatea exprimată în CH_3COOH este 7,94%.

Această fracțiune este prelucrată o dată cu fracțiunea acidă din apele pirolignoase.

b. *Fracțiunea ce distilă între 110—150°C, uleiul ușor.* Uleiul ușor reprezintă 5,48% din gudronul distilat și 0,32 % față de stuf. Se prezintă ca un lichid uleios cu $d_{20} = 1{,}0288$, de culoare cafenie, cu miros caracteristic fenolilor.

În fracțiune s-a determinat conținutul de fenoli [10] prin trecerea fenolilor în fenolați cu hidroxid de sodiu și măsurarea volumelor.

S-au găsit astfel 68,67% fenoli raportaţi la fracţiunea ulei uşor, sau 3,76% raportaţi la gudron, sau 0,22% raportaţi la stuf.

În porţiunea de ulei uşor defenolat s-au căutat baze piridice şi homologi prin eventuala fixare a acestora cu acid sulfuric, dar nu s-au găsit.

c. *Fracţiunea ce distilă între 150—250°C, uleiul greu.* Uleiul greu obţinut din gudronul de stuf se prezintă ca un lichid cu $d_{20} = 1{,}0331$, de culoare neagră cenuşie, de o consistenţă mai mare ca uleiul uşor.

Conţinutul în fenol este de 68,52% raportat la fracţiunea ulei greu, sau de 3,72% raportat la gudron şi de 0,22% raportat la stuf.

Fracţiunea conţine baze piridice 19,1% raportate la uleiul greu sau de 1,04% raportate la gudron, respectiv 0,06% raportate la stuf.

Dacă se aruncă o privire asupra fracţiunilor lichide obţinute la distilarea gudronului de stuf se vede că:

— Se pot valorifica fenolii fie din uleiul uşor şi uleiul greu, după distilarea gudronului, fie direct din gudron, după distilarea apelor acide.

— Valorificarea mai poate fi făcută prin utilizarea gudronului, după îndepărtarea apelor acide, ca un bun conservant pentru lemn, datorită acţiunii bactericide a compuşilor fenolici pe care îi conţine.

Cifra de 1,04% în baze piridice raportată la gudron, este puţin probabil că va fi rentabilă pentru extragerea acestor baze.

d. *Analiza smoalei obţinută ca reziduu la distilarea gudronului de stuf.* Smoala este reziduul de la distilarea fracţiunilor uleioase din gudron.

Calităţile smoalei şi randamentul în smoală depinde de temperatura pînă la care a fost împinsă distilarea.

Smoala, obţinută la distilarea gudronului de stuf pînă la 250°C, reprezintă 55,40% faţă de gudron sau 3,26% faţă de stuful supus carbonizării parţiale.

Cantităţile de smoală rezultate la distilarea gudronului de lemn [3], pînă la aceeaşi temperatură finală de distilare, este de 50—60% din gudronul distilat.

Smoala obţinută din gudronul de lemn este folosită [7] la ars (putere calorifică 8 000 kcal/kg), la obţinerea cocsului de smoală, la cementarea oţelurilor, la brichetarea cărbunilor etc.

Caracteristicile smoalei din gudronul de stuf sînt date în tabela 11.

Tabela 11

Caracteristicile smoalei obţinută ca reziduu la distilarea gudronului de stu

Caracteristici	Valori
Punct de înmuiere Krämer-Sarnow °C	94—96
Carbon liber, %	33,01
Cenuşă, %	3,78
Umiditate, %	0,00
Materii volatile, %	71,88
Solubilitate în acetonă, %	66,78
Greutate specifică la 20°C, g/ml	1,16

2. GAZE

Produsele volatile rezultate din carbonizarea parțială a stufului sînt constituite dintr-o parte condensabilă la temperatura obișnuită și una necondensabilă. Partea condensabilă este formată din apele pirolignoase și din gudroane, a căror compoziție a fost prezentată în capitolul precedent. Partea necondensabilă este constituită din gaze.

Analizele efectuate asupra acestor gaze arată că ele sînt compuse în cea mai mare parte din bioxid de carbon. Aceasta este un rezultat al descompunerii pirogenetice a celulozei din constituția stufului. Compoziția chimică a acestor gaze este asemănătoare compoziției gazului rezultat din semicarbonizarea lemnului în condiții similare.

Datorită conținutului în oxid de carbon, hidrogen și metan, aceste gaze sînt combustibile. Utilizarea cea mai rațională a acestor gaze este arderea directă. Aceste gaze pot fi folosite, prin recirculare, la însăși carbonizarea parțială a stufului. Puterea lor calorifică de aproximativ 1 350 kcal/m³ le situează între gazele cu o putere calorifică mică.

Compoziția gazelor rezultate la carbonizarea parțială a stufului la o temperatură finală de 400°C în retorte Fischer-Schrader este dată mai jos :

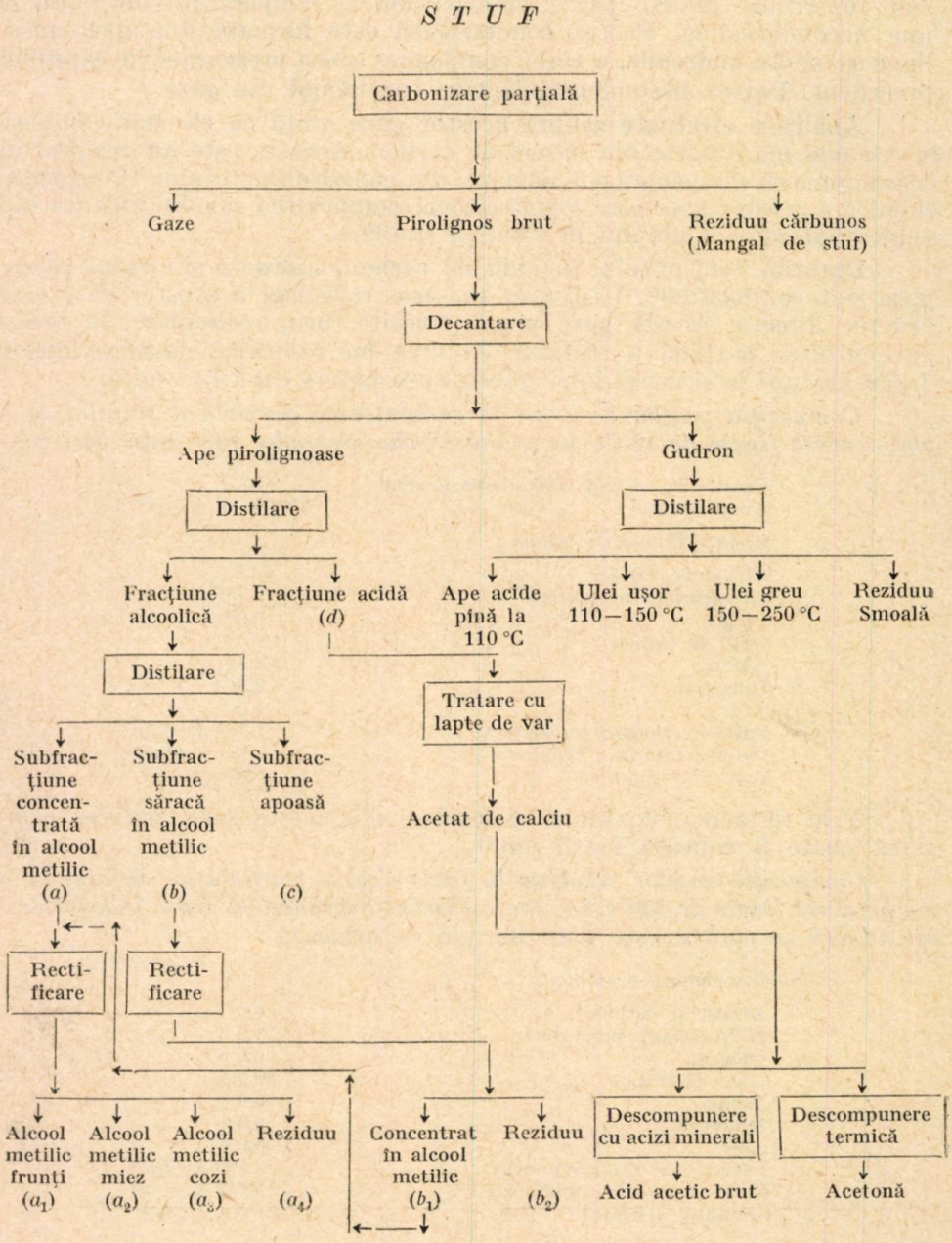
Cantitatea de stuf carbonizată parțial	40 g
Alura termică	10°C/min
Analiza chimică a gazului :	
Bioxid de carbon	64,6 %
Hidrocarburi nesaturate	0,7 %
Oxigen	0.0 %
Oxid de carbon	28,4 %
Metan	3,5 %
Hidrogen	2,8 %
Azot	0,0 %
Puterea calorifică superioară	1 384 kcal/m³
Puterea calorifică inferioară	1 329 kcal/m³
Greutatea specifică	1 668,4 g/m³

Prin reținerea bioxidului de carbon din aceste gaze, puterea calorifică poate fi ridicată foarte mult.

Compoziția gazelor rezultate la carbonizarea parțială a stufului la o temperatură finală de 400°C în retorte Fischer-Schrader, în urma îndepărtării bioxidului de carbon este dată în cele ce urmează :

Analiza chimică a gazului :	
Bioxid de carbon	0,0 %
Hidrocarburi nesaturate	1,9 %
Oxigen	0,0 %
Oxid de carbon	80,2 %
Metan	9,9 %
Hidrogen	8,0 %
Azot	0,0 %
Puterea calorifică superioară	3 899 kcal/m³
Puterea calorifică inferioară	3 747 kcal/m³
Greutatea specifică	1 104,6 g/m³

Schematic, valorificarea chimică a condensatului obținut la carbonizarea parțială a stufului, poate fi redată după cum urmează:



CONCLUZII

Urmărind cele arătate mai sus asupra posibilității de valorificare a derivatelor de la carbonizarea parțială a stufului se desprind următoarele :

În încercările de laborator făcute rezultă că indivizii chimici ce se pot izola din pirolignosul brut al stufului — ape pirolignoase și gudron — sînt asemănători celor obținuți din apele pirolignoase și gudronul de la distilarea uscată a lemnului.

Metodele industriale ce vor trebui aplicate pentru obținerea acestor subproduse considerăm că pot fi aceleași pentru stuf ca și pentru lemn, numai din încercările de laborator efectuate nu ne putem da seama integral de aspectul economic.

Dacă imensele rezerve de stuf din Delta Dunării vor găsi o utilizare largă, înlocuind și dirijînd cît mai rațional lemnul spre alte domenii care-l solicită, atunci și recuperarea chimică a acestor subproduse atît de valoroase industriei noastre chimice va fi pe deplin justificată (cu toate că randamentele în subprodusele finale obținute din stuf : alcool metilic, acid acetic, fenoli-crezoli, baze piridice și acetonă sînt mai mici decît cele obținute din lemn).

НОВЫЕ ТЕПЛОЭНЕРГЕТИЧЕСКИЕ ИСТОЧНИКИ НА ЮГО-ВОСТОКЕ СТРАНЫ

III. ИССЛЕДОВАНИЕ ПО ИСПОЛЬЗОВАНИЮ СМОЛ, ГАЗОВ И ПИРОЛИГНОЗНЫХ ВОД ОТ ЧАСТИЧНОЙ КАРБОНИЗАЦИИ КАМЫША

КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ

Предметом настоящего сообщения является проведенное авторами лабораторное исследование, касающееся возможности использования смол и пиролигнозных вод, происходящих от частичной карбонизации камыша по аналогии с переработкой подобных вод и смол, происходящих от сухой перегонки древесины.

После перегонки отстоенных пиролигнозных вод, получились 2 фракции:

— до 100° — алкогольная фракция;
— свыше 100° — кислая фракция.

Алкогольная фракция была ректифицирована в подфракции с различными степенями концентрации метилового спирта.

Были качественно выявлены ацетон и альдегиды.

Кислая фракция была обработана известковым молоком, причем уксусная кислота перешла в уксуснокислый кальций. После отделения этой соли, путем ее обработки серной кислотой была получена уксусная кислота.

Отстоенная смола была перегнана в следующих пределах:

— до 110° — кислые воды, которые были прибавлены кислой фракцией пиролигнозных вод;

— 110—150° — легкие масла;

— 150—250° — тяжелые масла;

— свыше 250° — твердый остаток, смола.

Было определено содержание фенолина в легком и тяжелом маслах и найдено около 1% пиридиновых основ (по отношению к смоле) в тяжелом масле.

Были также определены характеристики неконденсирующейся части газов.

Авторы считают возможным использование в промышленном доходном масштабе этих химических продуктов, несмотря на то что на основании лишь этой лабораторной работы нельзя установить экономические параметры.

SOURCES THERMOÉNERGÉTIQUES DANS LE SUD-EST DE LA RÉPUBLIQUE POPULAIRE ROUMAINE

III. RECHERCHES SUR LES POSSIBILITÉS DE MISE EN VALEUR DES DÉRIVÉS RÉSULTANT DE LA CARBONISATION PARTIELLE DES ROSEAUX : EAUX PYROLIGNEUSES, GOUDRON ET GAZ

RÉSUMÉ

Dans le présent travail, les auteurs font une étude de laboratoire portant sur la possibilité de mise en valeur des eaux pyroligneuses et du goudron, résultant de la carbonisation partielle des roseaux.

L'étude de ces dérivés a été faite de façon analogue au traitement des eaux pyroligneuses et du goudron résultant de la distillation à sec du bois.

Les eaux pyroligneuses, décantées du goudron, ont été distillées et séparées en deux fractions :

— la fraction alcoolique, jusqu'à 100°C ;

— la fraction acide, au-dessus de 100°C.

La fraction alcoolique a été rectifiée en sous-fractions, à diverses teneurs en alcool méthylique. On a identifié qualitativement de l'acétone et des aldéhydes.

La fraction acide a été traitée au lait de chaux, l'acide acétique passant ainsi sous forme d'acétate de calcium. Après séparation de l'acétate de calcium, en traitant ce dernier à l'acide sulfurique, on a mis en liberté l'acide acétique.

Le goudron décanté a été distillé entre les limites suivantes :

— jusqu'à 110°C, les eaux acides, qui ont été ajoutées à la fraction acide des eaux pyroligneuses ;

— 110° à 150°C, l'huile légère ;
— de 150° à 250°C, l'huile lourde ;
— au-dessus de 250°C, le résidu solide, la poix.

On a déterminé la teneur en phénols de l'huile légère et lourde et l'on a trouvé environ 1% de bases pyridiques (rapportées au goudron) dans l'huile lourde.

On a également déterminé les caractéristiques de la partie non condensable des gaz.

Les auteurs considèrent possible une mise en valeur industriellement rentable de ces produits chimiques, bien que cette seule étude de laboratoire ne permette pas de déduire les paramètres économiques.

BIBLIOGRAFIE

1. I. BLUM, FR. BOLCHI, FR. BARCA, TH. PIATKOVSKI, *Surse termoenergetice din sud-estul țării. Nota 1. .Valorificarea stufului prin autoaglomerare.* Studii și cercetări de energetică, **VII**, *4* (1957).
2. I. BLUM, FR. BOLCHI, FR. BARCA, *Surse termoenergetice din sud-estul țării. Nota II. Brichetarea stufului parțial carbonizat.* Studii și cercetări de energetică, **VII**, *4* (1957).
3. I. V. NICOLESCU, *Manualul chimistului.* Ed. AGIR, București, **II** 1901—1913 (1948).
4. * * * STAS 78-49 L. 24 *Industria chimică. Acetonă.*
5. * * * STAS 3510-52 *Ulei de metil din gudronul de lemn.*
6. A. N. PEȘOTKI, *Industria cherestelei și a produselor rindeluite.* Ed. tehnică, București (1953).
7. В. П. Сумароков, *Химия и технология переработки древесных смол.* Гослесхимиздат, Москва-Ленинград (1953).
8. В. Н. Козлов, А. А. Нимицки, *Технология пирогенетической переработки древесины.* Гослесхимиздат, Москва-Ленинград (1954).
9. J. LICHTENBERG, *Traité de chimie Organique* (V. Grignard); Ed. Masson, France. *Industrie de la carbonisation des bois,* **VIII**, fasc. II, 1025—1087 (1938).
10. I. I. GAPON, A. D. NIKITIN, *Controlul de laborator al produselor din industria cocsochimică.* (Litografiat). București (1951).

REGLAREA AUTOMATĂ A EXCITAȚIEI GENERATORULUI SINCRON CA MIJLOC DE ÎMBUNĂTĂȚIRE A STABILITĂȚII

DE

G. V. MIHNEVICI

INTRODUCERE

Dezvoltarea cercetării reglării automate a excitației a fost legată de rezolvarea importantei probleme tehnice, mărirea distanței și puterii de transmitere. Transmiterea la mare distanță a unei puteri mari dă posibilitatea de a utiliza resursele hidroenergetice aflate la distanțe mari de centrele de consum.

Construcția hidrocentralelor de pe Volga a făcut necesară rezolvarea problemei de a se construi o linie electrică cu o lungime de 1 000 km și cu o putere transmisibilă de aproximativ 1 000 MW.

Construcția centralelor electrice pe fluviile siberiene, vor necesita linii electrice de lungimi și de puteri și mai mari (cîteva mii MW pe o lungime aproximativ de 2 000 km). Trebuie concentrată atenția și asupra faptului important că aceste linii electrice rezolvă în același timp și problema unirii sistemelor energetice separate, într-un sistem energetic unic al U.R.S.S.

Asigurarea transportului de puteri mari, pe o distanță mare, necesită elaborarea unor mijloace noi pentru asigurarea stabilității sistemelor energetice de acest fel.

În Uniunea Sovietică, cercetarea diferitelor mijloace de îmbunătățire a stabilității transportului s-a efectuat pe un front larg. S-a cercetat eficacitatea întrebuințării de tensiuni înalte pentru transport, compensarea longitudinală și transversală a parametrilor liniilor electrice, reglarea automată a excitației, frînarea electrică, compensatori sincroni, compensații etc.

Principiul de a compara direct aceste mijloace de îmbunătățire a stabilității nu se poate considera suficient și pentru rezolvarea problemei de a

întrebuința unul sau altul din mijloace. E necesară o analiză comparativă detaliată a particularităților transportului și a mijloacelor tehnice. Reglarea automată a excitației se deosebește de celelalte mijloace de îmbunătățire a stabilității prin investițiile reduse necesare, cu toate că este oarecum inferioară în ceea ce privește posibilitățile principiale posibile.

Cu majorarea reactanței liniei de transport, posibilitățile relative ale reglării automate a excitației pentru îmbunătățirea limitei stabilității statice se micșorează.

Cealaltă particularitate a reglării automate a excitației este, că folosirea ei îmbunătățește oarecum parametrii generatorului și ca atare se poate întrebuința cu succes împreună cu celelalte mijloace de îmbunătățire a stabilității sistemului.

CLASIFICAREA SCHEMELOR DE REGLAREA AUTOMATĂ A EXCITAȚIEI

Reglarea automată a excitației mașinilor sincrone a căpătat o vastă răspîndire. În momentul de față se întîlnesc multe variante constructive a sistemelor de reglare a excitației și multe dintre ele au găsit o vastă răspîndire în centralele electrice. Dacă eliminăm particularitățile constructive ale diferitelor tipuri, atunci toate sistemele de reglare automată a excitației le putem împărți în trei grupuri principale :

1. Sisteme cu acțiune discontinuă sau sisteme cu zonă de insensibilitate.

2. Sisteme cu acțiune continuă fără zonă de insensibilitate, întrebuințînd pentru stabilizare o reacție inversă elastică de la tensiunea excitatoarei.

3. Sisteme cu acțiune continuă cu regulatoare cu acțiune intensivă, asigurînd introducerea în legea de reglare a derivatelor parametrilor de regim.

Cele mai imperfecte sînt sistemele din prima grupă, unde limita puterii transmisibile se determină din condiția ca f. e. m. după reactanța sincronă, să fie constantă (E_d = const.).

Sistemele primei grupe se pot întîlni numai la mașinile vechi. În primă aproximație, limita puterii transmisibile la sistemele cu acțiune continuă, cu reacție inversă (grupa a 2-a), se poate determina din condiția ca f. e. m. după reactanța tranzitorie, să fie constantă (E_1 = const.), ceea ce corespunde compensării parțiale a reactanței generatorului. Această mărire a limitei puterii transmise este suficientă pentru lungimi medii ale liniilor de transport. În momentul de față, în exploatare, cele mai răspîndite sînt aceste tipuri de regulatoare.

Întrebuințarea de regulatoare cu acțiune intensivă, conform cercetării teoretice a lui S. A. Lebedev, dă posibilitatea ridicării limitei puterii transmise, pînă la limita exterioară, determinată de condiția ca tensiunea la bornele generatorului să fie constantă, adică compensării totale a reactanței generatorului. În aceste cercetări s-au trasat căile posibile de întrebuințarea zonei stabilității artificiale, ceea ce prezintă fără îndoială interes pentru liniile de lungime mare.

În ultimul timp, savanții și inginerii sovietici au depus eforturi mari pentru dezvoltarea teoriei reglajului intensiv al excitației, și în executarea unor construcții raționale de regulatoare cu acțiune intensivă. Aceste lucrări au dat posibilitatea executării modelului industrial de regulator cu acțiune intensivă, care a fost folosit prima dată în exploatare la hidrocentrala din Kuibîșev.

Elementul principal care determină particularitatea sistemului de reglaj, este regulatorul. Regulatorul îndeplinește două funcții:

1) obținerea automată a caracteristicii statice date, a generatorului;

2) stabilizarea sistemelor de reglaj a excitației.

Prima funcție se rezolvă prin alegerea corespunzătoare a parametrilor de regim, în funcție de care se produce reglajul excitației. Cele mai răspîndite sînt regulatoarele care reglează excitația în funcție de variația tensiunii la bornele generatorului și de curentul statoric, cu toate că, principial există posibilitatea de a folosi și alți parametri de regim (unghiul intern δ, tensiunea pe barele colectoare etc.). Caracteristica statică a generatorului reglat depinde atît de parametrul de reglaj ales cît și de mărimea coeficientului de reglaj pentru acest parametru.

Oprindu-ne asupra acelor posibilități pe care le oferă reglajul excitației în funcție de parametrii principali de regim, este necesar să amintim că în principiu reglajul excitației dă posibilitatea de a ridica cu mult limita exterioară a puterii. Astfel de posibilități se deschid prin folosirea reglajului excitației în funcție de curentul statoric la valori mari ale coeficientului de reglaj ($K_I > x_d$ — coeficientul de reglaj fiind mai mare decît reactanța totală pe axa d).

Această formă de reglare se deosebește prin faptul că asigură funcționarea stabilă a generatorului pe ramura descendentă a caracteristicii cuplu-unghi, adică la valori negative a puterii de sincronizare $\frac{dP}{d\delta} < 0$. Funcționarea generatorului la $K_I > x_d$, se caracterizează prin schimbarea accentuată a tensiunii la bornele generatorului, o dată cu schimbarea sarcinii. Deoarece în cele mai multe cazuri cerințele exploatării necesită ca tensiunea la bornele generatorului să fie constantă, această reglare după curent cu $K_I > x_d$ se poate recomanda numai în cazuri speciale.

Rezolvarea problemei de a obține automat caracteristicile date ale generatorului, nu pune mari greutăți. Mult mai grea este problema asigurării funcționării stabile a sistemului de reglaj al excitației pe porțiunile date ale caracteristicilor statice obținute. Această problemă se rezolvă prin introducerea elementelor stabilizatoare care protejează sistemul de reglaj al excitației de oscilații proprii. De fapt, acțiunea elementelor stabilizatoare este hotărîtoare la ridicarea limitei stabilității statice. Pentru stabilitatea sistemului de reglaj, se pot întrebuința derivatele diferiților parametri de regim (curent, tensiune unghi intern δ etc.). De aceea, se întîlnesc multe rezolvări diferite. Tema cercetărilor a fost de a găsi o lege optimă de reglaj și a da metoda de calcul a sistemelor de reglare a excitației, cu regulatoare cu acțiune intensivă.

PARTICULARITĂȚILE PRINCIPALE ALE CERCETĂRII ANALITICE A STABILITĂȚII SISTEMULUI DE REGLAJ AL EXCITAȚIEI

Criteriile „practice" obișnuite ale stabilității sînt utile pentru determinarea limitei stabilității aperiodice. Pentru sistemele de reglare automată a excitației, cazul cel mai frecvent de pierdere a stabilității este autooscilarea, deci analiza stabilității trebuie să fie făcută după criterii corespunzătoare.

Deoarece ecuațiile diferențiale ale proceselor tranzitorii în mașinile sincrone nu sînt liniare și rezolvarea generală nu poate fi dată, pentru analiza stabilității este necesar aplicarea criteriilor lui A. I. L i a p u n o v, după care stabilitatea sistemului descris prin ecuații neliniare se poate verifica cu ajutorul rădăcinilor ecuației caracteristice ale sistemului liniarizat.

Cercetările efectuate au arătat că pentru ușurarea analizei stabilității, pot fi întrebuințate o serie de aproximări care nu influențează esențial rezultatele obținute. Asemenea aproximări pot fi : neglijarea proceselor tranzitorii în circuitul statorului, calcularea cuplului de amortizare prin introducerea în ecuația de mișcare a rotorului, a unui termen proporțional cu viteza relativă a deplasării rotorului. Ținînd seama de susamintitele aproximări, sistemul de ecuații pentru analiza stabilității reglajului excitației generatorului sincron, va fi de forma următoare :

— Ecuația mișcării rotorului

$$Jp^2\,\Delta\delta + Dp\,\Delta\delta + S_E\Delta E_d + S_\delta\Delta\delta = 0,$$

în care

J este constanta de inerție ;
D — coeficientul de amortizare ;
δ — unghiul de decalare a axului rotorului ;
E_d — f. e. m. după reactanța sincronă

$$S_\delta = \frac{\partial P}{\partial \delta}\ ;\quad S_E = \frac{\partial P}{\partial E_S}\ ;$$

P — puterea electromagnetică.

— Ecuația proceselor tranzitorii electromagnetice în înfășurarea rotorului :

$$(1 + T'_d p)\,\Delta E_d + Np\ \Delta\delta = \Delta U_v,$$

în care

T'_d și N sînt coeficienți constanți, depinzînd de parametri și de regimul de transport ;
U_v — tensiunea excitatoarei.

— Ecuația excitatoarei :

$$\Delta U_v\,(1 + T_v p) = \Delta U_r,$$

în care

T_v este constanta de timp a excitatoarei ;
U_r — tensiunea de ieșire a regulatorului.

Ecuația regulatorului fără inerție în forma generală se poate scrie astfel :

$$\Delta U_r = K\,(Q_\delta \Delta S + Q_E \Delta E_d) + K'\,(Q'_\delta p \Delta\delta + Q'_E p\,\Delta E_d) + \\ + K''\,(Q''_\delta p^2 \Delta\delta + Q''_E p^2 \Delta E_d),$$

în care

K; K'; K'' sînt coeficienții de reglaj în raport cu derivata întîia și a doua a parametrului de reglaj;

Q_δ; Q'_δ; Q''_δ — derivatele parțiale ale parametrului de reglaj în raport cu unghiul δ;

Q_E; Q'_E; Q''_E — derivatele parțiale ale parametrului de reglaj în raport cu f.e.m. E_d.

Astfel se pot obține sisteme de ecuații pentru analiza stabilității reglării excitației. Aceste sisteme devin complicate prin luarea în considerare a factorilor suplimentari.

Problema analizei stabilității sistemului de reglare a excitației se reduce la alegerea unor astfel de coeficienți după derivatele K' și K'', încît ei să asigure stabilitatea sistemului de reglaj al excitației. Cea mai accesibilă metodă pentru această problemă este metoda construirii domeniilor de stabilitate (diagrama lui Vîșnegradski) în planul parametrilor căutați. Pentru aceasta, este suficient ca ecuația caracteristică să fie prezentată în forma

$$K''\,S\,(p) + K'\,Q\,(p) + R\,(p) = 0.$$

Mai departe, înlocuind $p = j\omega$ se poate obține ușor expresia dorită pentru construirea granițelor domeniilor de stabilitate. Domeniul stabilității poate fi construit în planul oricăror parametri; el va cuprinde totalitatea valorilor acestor parametri pentru care sistemul va fi stabil, în felul acesta dînd informații complete despre influența variației parametrilor corespunzători asupra stabilității sistemului. Ca exemplu, putem arăta domeniul stabilității în planul coeficienților de reglaj a tensiunii (K_i) și derivata tensiunii excitatoare (K_s). Introducerea derivatei tensiunii excitatoare sau reacției inverse elastice de la inelele rotorului sînt în momentul de față cele mai răspîndite forme de stabilizare. Domeniul stabilității în planul $K_i K_s$, dă o caracterizare completă despre posibilitățile acestui sistem.

În figura 1 se arată domeniul de stabilitate în planul coeficienților $K_i K_s$, pentru sistemele de reglaj a excitației generatorului cu poli aparenți, funcționînd pe o linie lungă $\left(\frac{x_{dg}}{x_{dg} + x_l} = 0{,}33\right)$.

Granița domeniului de stabilitate este arătată pentru trei valori ale unghiului δ (70°, 80° și 90°).

Prin compararea acestor curbe pentru valorile de unghiuri date, se poate observa o micșorare a domeniului de stabilitate cu creșterea unghiului δ.

Calculînd cu coeficientul de reglaj $K_i = 27$, s-a asigurat un statism după tensiune de 1%, însă prin $K_i = 27$ și $\delta = 90°$, stabilitatea sistemului de reglaj cu reacție inversă elastică nu a putut fi asigurată.

Prin creşterea unghiului δ şi micşorarea simultană a părţii de sus a graniţei domeniului stabilităţii, se deplasează în sus partea inferioară a graniţei. Pentru $\delta = 85°$, punctul $K_i = 0$; $K_s = 0$, se află în afara domeniului de stabilitate, adică stabilitatea sistemului de reglaj a excitaţiei la unghiurile $\delta > 85°$ (domeniul stabilităţii artificiale), poate fi asigurată numai datorită reglajului excitaţiei. Mărirea mai departe a unghiului duce la regimul maxim posibil. Acestui regim îi corespunde punctul de tan-

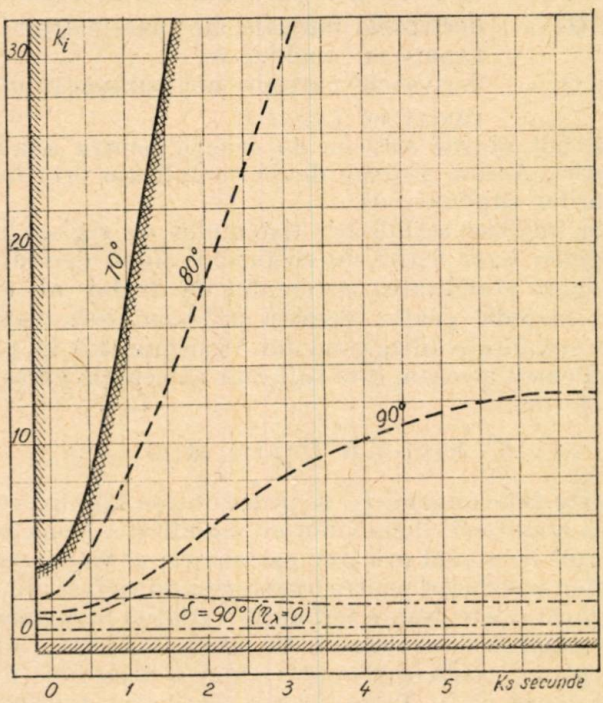


Fig. 1. — Limitele domeniilor de stabilitate în sistemul de coordonate ale coeficienţilor de reglaj după tensiunea generatorului şi derivata tensiunii excitatoarei.

genţă între planul $K_i\, K_s$ şi suprafaţa hiperbolică ce limitează în spaţiul cu n dimensiuni, domeniul în care fiecărui punct îi corespund rădăcinile aflate în semiplanul complex din stînga. Acest regim limită care prin calcule se caracterizează prin $\delta_{max} \cong 105°$ şi $K_i \cong 1$, nu poate fi utilizat din punct de vedere al exploatării, deoarece la $K_i = 1$, nu va fi îndeplinită problema principală a reglării. De aici reiese că nu se poate caracteriza calitatea sistemului de reglaj numai după unghiul maxim.

În figura 1 sînt arătate două domenii de stabilitate pentru $\delta = 90°$; luînd în considerare valoarea rezistenţei active a liniei şi presupunînd că rezistenţa activă este egală cu zero. Din compararea acestor domenii de stabilitate se poate stabili uşor că neglijarea rezistenţei active a

liniei electrice cînd unghiul δ este mare, poate duce la rezultate eronate. În cazul nostru, valorii maxime a caracteristicii cuplu-unghi, îi corespunde unghiul $\delta = 109°$ (la $K_i = 27$), așadar, dacă folosim o reacție inversă elastică pentru stabilizare, cînd generatorul funcționează pe o linie electrică lungă, stabilitatea sistemului de reglaj poate fi asigurată numai la începutul domeniului stabilității artificiale.

Dacă dorim extinderea limitei stabilității statice este necesară introducerea derivatelor parametrilor de regim (unghiul δ, tensiune, curent). În exemplul analizat, introducînd numai a doua derivată a unghiului δ și tensiunii, se obține o mărire simțitoare a limitei stabilității statice (după putere, aproximativ 10—15%). Ridicarea și mai mult a limitei este condiționată de introducerea atît a derivatei a doua, cît și a primei derivate a unghiului, tensiunii și curentului. Dacă neglijăm întîrzierile elementelor regulatorului și faptul că centrala are multe agregate, introducerea primelor două derivate a unghiului δ și a tensiunii generatorului sau a curentului statoric, dă posibilitatea de a atinge maximul caracteristicii cuplu-unghi, ținînd seama de reglajul după parametrul principal. Din punctul de vedere al valorii limitei stabilității statice, nu sînt deosebiri între aceste trei forme de stabilizare. Arătînd superioritatea regulatoarelor cu acțiune intensivă, este necesar să amintim că regulatoarele cu acțiune intensivă dau posibilitatea să se obțină un proces tranzitoriu de calitate superioară.

INFLUENȚA NUMĂRULUI DE AGREGATE LA O CENTRALĂ ASUPRA STABILITĂȚII SISTEMULUI DE REGLAJ AUTOMAT AL EXCITAȚIEI

Materialul vast experimental, obținut prin exploatarea regulatoarelor cu acțiune continuă și reacție inversă elastică, a dat posibilitatea să se afirme, că la centralele cu multe agregate, numărul agregatelor nu manifestă asupra stabilității sistemului de reglaj al excitației o mare influență și că schema de bază pentru calculul stabilității sistemului de reglaj a excitației grupului de generatoare poate fi luată schema cu un singur generator echivalent. Cercetările experimentale și analitice au arătat că situația sus-amintită nu poate fi considerată la sistemele cu reglare automată a excitației cu regulatoare cu acțiune intensivă. Rezultatele obținute pentru o mașină erau diferite de rezultatele obținute pentru schemele cu două mașini în paralel. Rezultatele calculului schemei cu un singur generator echivalent nu pot fi utilizate în cazul existenței unui grup de mașini puse în paralel.

PARTICULARITĂȚILE PRINCIPALE ALE STUDIULUI ANALITIC AL STABILITĂȚII CENTRALELOR CU MULTE AGREGATE

În afară de legătura principală a generatoarelor cu sistemul, grupa cu n generatoare în paralel se caracterizează și prin legătura suplimentară a generatoarelor între ele. Aceste legături suplimentare constituie particularitățile mașinilor ce funcționează paralel într-un grup.

Pentru a obține ecuațiile de bază ale sistemului de reglare a excitației, al grupului de generatoare ce funcționează în paralel, se folosesc aceleași principii și aproximări ca și la un singur generator. Dacă în primul caz pentru obținerea unui sistem de ecuații, valorile principale de regim au fost exprimate ca funcție de două variabile, f. e. m. E_d și unghiul δ al generatorului echivalent, în cazul acesta, aceleași valori vor fi funcție de 2 n variabile, f.e.m. E_d și unghiul δ al generatoarelor ce funcționează în paralel.

În acest caz, de exemplu, creșterea puterii primului agregat poate fi arătată astfel:

$$\Delta P_1 = \frac{\partial P}{\partial \delta_1}\Delta\delta_1 + \frac{\partial P}{\partial E_{d1}}\Delta E_{d1} + \frac{\partial P}{\partial \delta_2}\Delta\delta_2 + \frac{\partial P}{\partial E_{d2}}\Delta E_{d2} + \ldots + \frac{\partial P}{\partial \delta_n}\Delta\delta_n + \frac{\partial P}{\partial E_{dn}}\Delta E_{dn},$$

unde

$\delta_1, \delta_2 + \ldots + \delta_n$ și $E_{d1}, E_{d2}, \ldots, E_{dn}$ sînt unghiurile interne ale generatoarelor și f.e.m. a generatoarelor din grupul de mașini.

Întrebuințînd valorile de regim sub formă de diferențială totală, se poate afla ecuația mișcării rotoarelor și proceselor tranzitorii electromagnetice în circuitele rotoarelor. Ca exemplu, se pot scrie aceste două ecuații pentru primul generator.

— Ecuația mișcării rotorului primului generator:

$$(Jp^2 + Dp + S_{\delta 11})\,\Delta\delta_1 + S_{\delta 12}\Delta\delta_2 + \ldots + S_{\delta 1n}\Delta\delta_n + S_{E11}\Delta E_{d1} + S_{E12}\Delta E_{d2} + \ldots + S_{E1n}\Delta E_{dn} = 0,$$

în care

$$S_{\delta 11} = \frac{\partial P_1}{\partial \delta_1},\quad S_{\delta 12} = \frac{\partial P_1}{\partial \delta_2} \qquad \text{ș. a. m. d.}$$

$$S_{E11} = \frac{\partial P_1}{\partial E_{d1}},\quad S_{E12} = \frac{\partial P_1}{\partial E_{d2}} \qquad \text{ș. a. m. d.}$$

— Ecuația proceselor tranzitorii electromagnetice în circuitul bobinajului rotoric al primului generator, luînd în considerație și procesele în excitatoare și în regulator

$$A_{11}(p)\,\Delta E_{d1} + \Delta_{12}(p)\,\Delta E_{d2} + \ldots + A_{1n}(p)\Delta E_{dn} + C_{11}(p)\,\Delta\delta_1 + C_{12}(p)\,\Delta\delta_2 + \ldots + C_{1n}(p)\,\Delta\delta_n = 0,$$

în care

$$A_{11}(p); A_{12}(p) \ldots A_{1n}(p) \text{ și } C_{11}(p); C_{12}(p) \ldots C_{1n}(p)$$

sînt operatori determinați de schema și parametrii elementelor circuitului rotoric.

Sistemul total de ecuații pentru n mașini, va fi compus din 2 n ecuații. Eliminînd variabilele, se poate găsi ecuația carcateristică a sistemului și astfel ea se poate întrebuința pentru a analiza stabilitatea sistemului de reglaj al excitației.

Este firesc că analiza în forma generală, a unui grup de mașini, din punct de vedere al stabilității, să întîmpine greutăți, însă folosind acea particularitate că generatoarele centralelor, au aceiași parametri și aceleași regimuri, ordinul sistemului poate fi mult micșorat, deoarece coeficienții ecuațiilor sînt simetrici. Problema stabilității unui grup de generatoare poate fi redusă la problema stabilității a două generatoare în paralel. Problema stabilității a n generatoare poate fi de asemenea redusă la analiza stabilității a două scheme cu un singur generator, în care una să corespundă mișcării principale, cealaltă mișcării relative a generatoarelor în paralel. Pentru asigurarea stabilității grupului de mașini în paralel, este necesară îndeplinirea condițiilor de stabilitate pentru ambele scheme. Întrebuințarea acestor scheme artificiale dă posibilitatea micșorării ordinului de ecuații de n ori, ceea ce ușurează mult rezolvarea problemei stabilității sistemelor.

APRECIERE VALORICĂ A INFLUENȚEI RECIPROCE DINTRE SISTEMELE DE REGLAJ ALE EXCITAȚIEI LA FUNCȚIONAREA ÎN PARALEL A GENERATOARELOR DIN CENTRALELE ELECTRICE

Metoda mai sus-arătată a fost întrebuințată pentru obținerea unei aprecieri valorice a influenței numărului de agregate la o centrală, asupra stabilității sistemului de reglaj a excitației. Ca exemplu, au fost efectuate calculele stabilității sistemelor de reglaj a excitației generatoarelor din centrala Kuibîșev, pentru două scheme echivalente:

a) Cu un singur generator echivalent, după caracteristica statică a grupei de mașini.

b) Cu două generatoare echivalente.

S-au comparat sistemele de stabilizare, utilizînd prima și a doua derivată a unghiului δ, tensiunii și curentului statoric. Calculul efectuat pentru scheme cu un singur generator echivalent, a arătat că introducerea derivatelor unghiului δ curentului sau tensiunii, dă posibilitatea de a asigura stabilitatea sistemului de reglaj a excitației pînă la valoarea unghiului $\delta = 109°$, căruia îi corespunde valoarea maximă a caracteristicii cuplu-unghi. Acest rezultat confirmă situația cunoscută despre echivalența din punct de vedere al limitei stabilității statice a celor trei forme de stabilizare amintite.

Trecînd la schema cu două mașini, echivalența acestor trei forme de stabilizare lipsește, adică acțiunea reciprocă suplimentară între mașinile care funcționează în paralel, apare în mod diferit, mai puternic sau mai puțin puternic, la fiecare din cele trei forme de stabilizare.

Cea mai mică schimbare în rezultatele calculelor a fost obținută prin întrebuințarea derivatelor unghiului δ a generatoarelor. Însă și la această formă de stabilizare, trecînd la schema cu două mașini, s-a micșorat unghiul maxim calculat, δ, cu 5°.

Cea mai mare schimbare a avut loc la stabilizarea sistemelor cu ajutorul derivatelor curentului statoric. În schema cu două mașini introducerea derivatelor curenților individuali ai generatoarelor, nu a dat re-

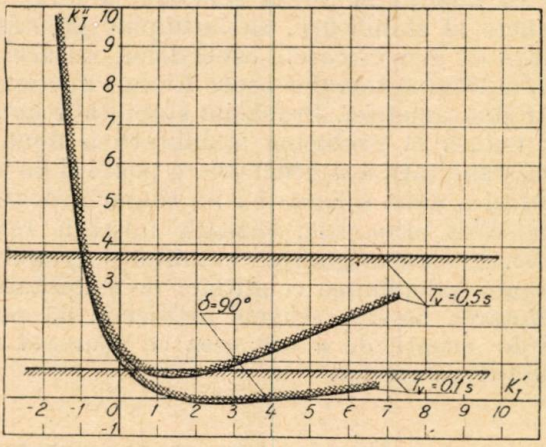


Fig. 2. — Domeniile de stabilitate în sistemul de coordonate a coeficienților K'_I și K''_I pentru diferite I.

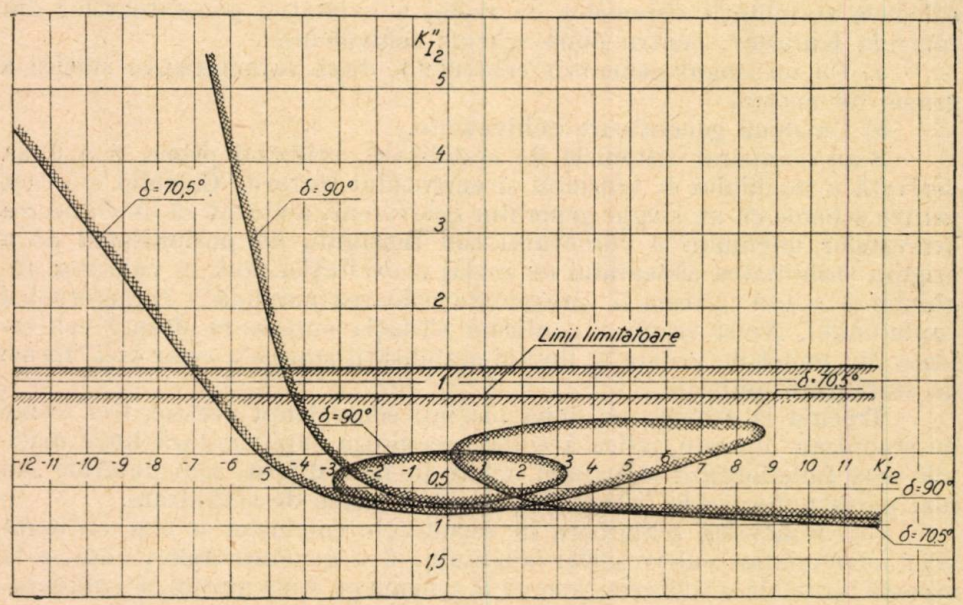


Fig. 3. — Domeniile de stabilitate în sistemul de coordonate a coeficienților K'_{I2} și K''_{I2} (curent sumar).

zultate pozitive și numai introducerea derivatelor curentului total al generatoarelor, adică curentului liniei, a dat posibilitatea de a stabiliza sistemul, însă și prin aceasta, ceea ce a fost caracteristic, unghiul maxim s-a micșorat cu 10—15°.

În afară de reducerea limitei stabilității mai apare și o deformare și decalare a domeniului de stabilitate.

În exemplul domeniului stabilității în planul coeficientului de reglaj după curentul statoric, pentru schemele cu 1 sau 2 generatoare echivalente, se poate observa cît de esențiale sînt aceste schimbări.

În figura 2 este arătat domeniul de stabilitate pentru schema cu un singur generator la $\delta = 90°$ și constanta de timp a excitatoarei $T_v = 0{,}1$ s și $T_v = 0{,}5$ s. Caracteristic pentru aceste domenii de stabilitate este existența limitei superioare a coeficientului de reglaj după derivata a doua, determinată din poziția unei linii speciale, care este granița domeniului de stabilitate (criteriului lui Naikwist).

În figura 3 se arată domeniul de stabilitate în planul coeficienților de reglaj după derivatele curentului total, al celui de al doilea generator (K'_{I2} și K''_{I2} la $T_v = 0{,}1$ s), la valori date ale coeficientului de reglaj după derivata curentului total al primului generator. Valorile coeficienților de reglaj, după derivata curentului primului generator, au fost alese din condițiile de a asigura stabilitatea schemei cu un singur generator (fig. 2, la $T_v = 0{,}1$ s).

Cum reiese din confruntarea figurii 2 cu figura 3, domeniul stabilității, prin luarea în considerare a acțiunii reciproce a generatoarelor în paralel, suferă o schimbare importantă. Coeficienții aleși pentru schema cu un singur generator echivalent și folosirea lor pentru acordarea regulatoarelor în cazul existenței a mai multor agregate într-o centrală, poate să nu asigure stabilitatea funcționării sistemului de reglaj. De aici reiese că prin calculul reglajului automat al excitației cu regulator cu acțiune intensivă este necesar să fie luat în considerare faptul că într-o centrală funcționează paralel mai multe agregate. Calculele efectuate pentru schemele cu un singur generator echivalent, pot da pentru un grup de generatori ai centralei, rezultate oarecum mărite, în sensul ridicării limitei stabilității statice cu ajutorul reglajului automat al excitației.

ÎNCHEIERE

Reglajul automat al excitației este o măsură eficace pentru îmbunătățirea stabilității, dînd posibilitatea de a lărgi limita funcționării stabile a generatoarelor sincrone, însă necesitatea de a menține constantă tensiunea generatorului impune o restricție generală asupra puterii limită transmisă.

Întrebuințarea regulatoarelor de construcție specială dă posibilitatea ridicării puterii limită exterioară ($U_g = \text{const.}$), pe baza ridicării tensiunii în zona unghiurilor δ mari.

Calculul sistemelor de reglaj automat al excitației cu acțiune intensivă trebuie efectuat considerînd că centrala are mai multe agregate și de asemenea, este necesar ca toate caracteristicile elementelor regulatorului să fie reale.

АВТОМАТИЧЕСКОЕ РЕГУЛИРОВАНИЕ ВОЗБУЖДЕНИЯ СИНХРОННОГО ГЕНЕРАТОРА КАК СРЕДСТВО ПОВЫШЕНИЯ УСТОЙЧИВОСТИ

КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ

Дальняя передача электроэнергии большой мощности ставит новые вопросы в области устойчивости энергетических систем.

Исследовав несколько систем автоматического регулирования возбуждения, автор приходит к заключению, что регуляторы сильного действия, построенные на основании оптимального закона регулирования и рассчитанные по соответсвующему способу, обеспечивают достаточно широкий предел устойчивости работы системы синхронных генераторов.

Автор исследовал этот оптимальный закон регулирования и способ расчета системы регулирования возбуждения регуляторами сильного действия.

Равным образом автор исследовал влияние на устойчивость числа агрегатов электростанции и способ учета результатов их действия, принимая во внимание особенности этого случая. В этой части исследования приводится численный пример.

В заключение отмечается, что автоматическое регулирование возбуждения является эффективной мерой улучшения устойчивости системы, а система сильного регулирования дает возможность повысить передаваемую предельную мощность до $U_0 = \text{const}$.

Выводится также заключение, что при расчетах следует учитывать многоагрегатность электростанции и применять способ расчета, соответствующий рассматриваемому случаю.

ОБЪЯСНЕНИЕ РИСУНКОВ

Рис. 1. — Граница области устойчивости в плоскости коэффициентов регулирования по напряжению генератора и производной напряжения возбудителя.

Рис. 2. — Область устойчивости в плоскости коэффициентов K_I' и K_I'' при различных T_B.

Рис. 3. — Область устойчивости в плоскости коэффициентов K_{I2}' и K_{I2}'' (суммарный ток).

LE RÉGLAGE AUTOMATIQUE DE L'EXCITATION DU GÉNÉRATEUR SYNCHRONE, EN TANT QUE MOYEN D'AMÉLIORER LA STABILITÉ

RÉSUMÉ

La transmission de puissances importantes à de grandes distances révèle de nouveaux aspects du problème de la stabilité des systèmes énergétiques.

L'analyse de quelques systèmes de réglage automatique de l'excitation permet de conclure que les régulateurs à action intensive, construits en raison d'une loi optime de réglage et calculés suivant une méthode adéquate, assurent un fonctionnement stable du système entre des limites suffisamment larges.

Cette loi optime de réglage et la méthode de calcul des systèmes de réglage de l'excitation par des régulateurs à action intensive ont fait l'objet des recherches de l'auteur.

Il étudie également l'influence du nombre d'agrégats d'une centrale sur la stabilité du système et la manière dont leur effet peut être pris en considération compte tenu des particularités du cas. Cette partie de l'étude et illustrée par un semple numerique.

En conclusion l'auteur rappelle le fait que le réglage automatique de l'excitation est une mesure efficace pour améliorer la stabilité du système et que le système de réglage intensif permet de relever la puissance limite transmise à $U_g = \text{const}$.

Pour finir, il insiste sur le fait qu'on doit tenir compte de ce que la centrale possède plusieurs agrégats et qu'on doit employer la méthode de calcul appropriée à ce cas.

EXPLICATION DES FIGURES

Fig. 1. — Limites des domaines de stabilité dans le système de coordonnées des coefficients de réglage, suivant la tension du générateur et la dérivée de la tension de l'excitatrice.

Fig. 2. — Domaines de stabilité dans le système de coordonnées des coefficients K_I' et K_I'' pour différents I.

Fig. 3. — Domaines de stabilité dans le [système de coordonnées des coefficients K_{I2}' et K_{I2}'' (couarnt sommaire).

BIBLIOGRAFIE

1. В. А. Веников, И. В. Литкенс, *О влиянии регулирования возбуждения на пропускную способность дальних электропередач.* Электричество, **11** (1955).
2. Т. Р. Гертенберг, *Автоматический регулятор возбуждения гидрогенераторов Куйбышевской ГЭС.* Вестник Электропромышленности, 5 (1955).
3. Т. В. Михневич, *Регулирование возбуждения группы параллельно работающих синхронных генераторов электростанции.* Изв. АН СССР, ОТН, 6 (1957).

FACTORUL OPTIM DE ACOPERIRE A PASULUI POLAR LA SELSINURI GENERATOARE ȘI MOTOARE*)

DE

MIHU BÎRGĂUANU

1.0. Generalități

Așa cum s-a amintit în lucrări anterioare [1], [2], se consideră, ca mărime de bază în dimensionarea selsinurilor, cuplul unitar al acestora, iar ca element principal ce urmează a fi dimensionat rotorul selsinului (fierul și bobinajul rotorului).

Dat fiind că literatura de specialitate nu a prezentat, pe cît ne este cunoscut, criterii precise de dimensionare a selsinurilor, ne-am propus ca pornind de la rezultatele teoretice cunoscute [3] și analizînd critic realizările de peste hotare, să elaborăm o metodică de calcul care să țină seama de posibilitățile de realizare indigene.

Urmărind acest scop s-au parcurs următoarele etape :

S-au stabilit relații între dimensiunile, parametrii și solicitările materialelor active ale selsinurilor, sub o formă preliminară, și s-au căutat anumite rapoarte optime între dimensiunile rotoarelor lor. Rodul acestor considerații preliminare au fost lucrările citate [1], [2].

Pe baza lor s-au proiectat și realizat cîteva prototipuri de selsinuri. În urma încercării acestora, folosind date experimentale și renunțînd la unele simplificări admise în etapa preliminară, s-a făcut un studiu ale cărui rezultate se vor expune într-o serie de lucrări din care prezenta constituie prima. Ea va fi urmată de o lucrare cu privire la stabilirea unei constante de proiectare, de una cu privire la metodica de proiectare și, în sfîrșit, de una privind încercările selsinurilor generatoare și motoare.

---

*) Lucrare prezentată Institutului de energetică la data de 6 decembrie 1957.

1.1. Relațiile de bază

Relația fundamentală de la care se pornește în studiul de față [3] leagă cuplul unitar de parametrii și mărimile de alimentare a selsinurilor. Ea este valabilă în următoarele ipoteze:

— funcționare staționară,

— variația sinusoidală a parametrilor cu unghiul rotorului (repartiția fluxurilor este sinusoidală),

— absența unei înfășurări transversale pe armătura inductoare (rotor).

În aceste ipoteze expresia cuplului unitar este

$$\left[\frac{dM}{d\vartheta}\right]_{\vartheta=0} = \frac{3}{4\omega}\frac{x_{ae}^2 U_e^2 x_q}{z_e^2\left(r_1^2 + x_q^2\right)}\left[\frac{\text{Nm}}{\text{rad}}\right], \tag{1.1.1}$$

M este cuplul selsinului, în Nm;

ϑ este unghiul de necoincidență între rotoarele a două selsinuri identice, cuplate în sistem generator-motor, în rad;

x_{ae} este reactanța corespunzătoare inductanței mutuale M_{21} dintre înfășurarea de excitație și înfășurarea statorului, în Ω;

U_e este tensiunea de alimentare a înfășurării de excitație, în V;

x_q este reactanța transversală a înfășurării statorului, în Ω;

ω este pulsația tensiunii de alimentare, în $\frac{\text{rad}}{\text{s}}$;

z_e este impedanța circuitului de excitație, în Ω;

r_1 este rezistența înfășurării statorului (parametrii statorului sînt dați pe fază de înfășurare), în Ω.

1.2. Relații între dimensiuni geometrice, solicitări electromagnetice și parametrii

Pentru studiul pe care ni l-am propus relația de mai sus trebuie pusă sub o formă în care să apară dependența între elementele enunțate în titlul prezentului paragraf.

În acest scop se fac unele transformări și se introduc unele notații după cum urmează:

$$\frac{x_{ae}^2 U_e^2}{z_e^2 \omega} = \frac{\omega \psi_{ae}^2}{2}, \tag{1.2.1}$$

în care ψ_{ae} este fundamentala fluxului total produs de înfășurarea de excitație în înfășurarea statorului;

$$\psi_{ae} = \frac{2}{\pi} k_e B_\delta w_1 k_{w_1} \tau l \ [\text{Wb}], \tag{1.2.2}$$

în care k_e este raportul $\frac{B_{\delta_1}}{B_\delta}$ între amplitudinea fundamentalei cîmpului din întrefier și amplitudinea cîmpului real;

w_1 este numărul de spire ale unei faze a înfășurării statorului;
k_{w_1} este factorul de bobinaj corespunzător;
τ este pasul polar, în m;
l este lungimea de calcul a întrefierului, în m;

$$x_{aq} = \frac{6\omega}{\pi^2} w_1^2 k_{w_1}^2 k_q \tau l \frac{\mu_0}{\delta'} \ [\Omega], \tag{1.2.3}$$

$$x_{aq} = x_q - x_s, \tag{1.2.4}$$

în care

x_s este reactanța de scăpări a înfășurării statorului, în Ω;
k_q este raportul $\frac{B_{q1}}{B_q}$ dintre amplitudinea fundamentalei cîmpului transversal și amplitudinea cîmpului în cazul în care întrefierul ar fi fost uniform (fără mărirea lui în spațiul interpolar)

$$\mu_0 = 4\pi 10^{-7} \left[\frac{\text{henry}}{\text{m}}\right]$$

$\delta' = k_c \delta$ este întrefierul de calcul, în m.
Introducînd și notațiile

$$k(\alpha) = \frac{k_e^2}{k_q}; \quad k_r = 1 + \frac{r^2}{x_q^2}; \quad k_s = 1 + \frac{x_s}{x_{aq}}$$

se obține expresia cuplului unitar sub forma

$$\left[\frac{dM}{d\vartheta}\right]_{\vartheta=0} = \frac{k(\alpha) B_\delta^2}{4 k_r k_s} \frac{\tau \cdot l \cdot \delta'}{\mu_0} \left[\frac{\text{Nm}}{\text{rad}}\right] \tag{1.2.5}$$

util ă pentru considerațiile care urmează.

2.0. Valoarea maximă a cuplului unitar

Din expresia (1.2.5) rezultă imediat că, la dimensiuni geometrice principale (τ și l) date, cuplul unitar depinde de factorii k_r, k_s, care depind atît de forma rotorului, formă care ne interesează în principal aici, dar în special și de elementele statorului, deci va forma obiectul unei discuții mai detaliate într-o viitoare lucrare asupra constantei de proiectare a selsinurilor. Cuplul unitar depinde și de produsul $k(\alpha) B_\delta^2$ care va constitui obiectul studiului de față. Dar înainte de aceasta este necesar a mai analiza următoarea situație.

Aparent s-ar putea mări cuplul unitar prin mărirea întrefierului; dar dacă se ține seama că

$$\frac{B_\delta^2}{\mu_0} \delta' = \left(\frac{2B_\delta \delta'}{\mu_0}\right)^2 \frac{\mu_0}{4\delta'} = (F_\delta)^2 \frac{\mu_0}{4\delta'}, \tag{2.0.1}$$

în care F_δ este tensiunea magnetică în întrefier, și se observă că această tensiune magnetică, la un grad de saturație dat, constituie o parte din solenația totală care depinde de aria secțiunii înfășurării rotorului și de densitatea de curent din ea, se constată că la dimensiuni date ale rotorului cuplul unitar variază invers proporțional cu întrefierul. Din aceste motive întrefierul se alege cît mai mic cu putință, limitat de condiții mecanice.

În figura 2.0.1 se dau valorile admisibile ale întrefierului de calcul, ținînd seama de întrefierul real minim admisibil din punct de vedere mecanic.

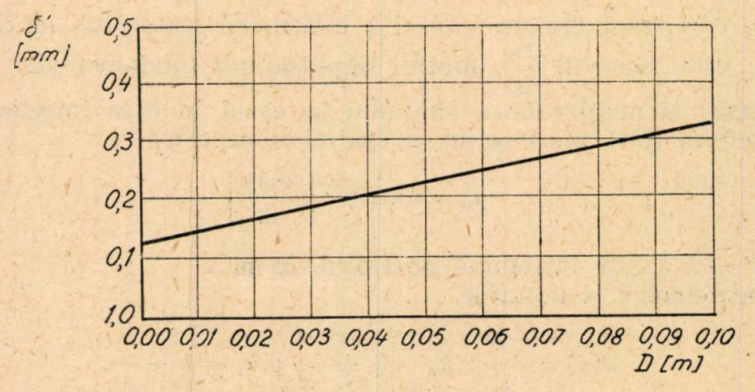


Fig. 2.0.1

În cele ce urmează se va studia deci maximul expresiei cuplului unitar pentru diferite valori date ale pasului polar, lungimii și întrefierului selsinului, în ipoteza că nu se ține seama de influența geometriei rotorului asupra factorilor k_s și k_r legați în primul rînd de elementele statorului, ipoteză la care se va renunța într-o viitoare lucrare.

2.1. Geometria rotorului și factorul de formă $k(\alpha)$

Cu notația de la paragraful 1.2, factorul $k(\alpha)$ reprezintă raportul dintre k_e^2 și k_q definiți tot acolo. Așa cum se arată [4], acești factori din urmă depind pe de o parte de factorul de acoperire al pasului polar α, care reprezintă raportul dintre partea din pasul polar al rotorului acoperită de piesa polară și pasul polar, iar pe de altă parte de raportul dintre întrefier și pas polar și de forma întrefierului sub piesa polară.

Folosind curbele date în [4] se pot ușor determina valorile lui $k(\alpha)$. Întrucît selsinurile de construcție normală, adică cu inductorul pe rotor, au întrefierul uniform sub piesa polară, se poate trasa o familie de curbe $k(\alpha)$, funcție de α, cu parametrul $\frac{\delta'}{\tau}$. Cum $\frac{\delta'}{\tau}$ este o funcție bine determinată de diametrul rotorului D (fig. 2.0.1), în figura 2.1.1 se repre-

zintă familia de curbe $k(\alpha)$ funcție de α, variind între 0,25 și o,6, avînd ca parametru acest diametru.

Deși în literatură se prezintă selsinurile generatoare și motoare ca avînd construcție similară cu micromașini sincrone [5], și deci avînd un factor de acoperire de aproximativ 0,65, și deși în practica construcțiilor selsinurilor străine factorul de acoperire este peste 0,5, concluziile lucrării de față vor arăta că este necesară studierea variației cuplului unitar într-o gamă mai largă, cel puțin între valorile $\alpha = 0{,}25 - 0{,}65$, întrucît maximul este cuprins în acest interval.

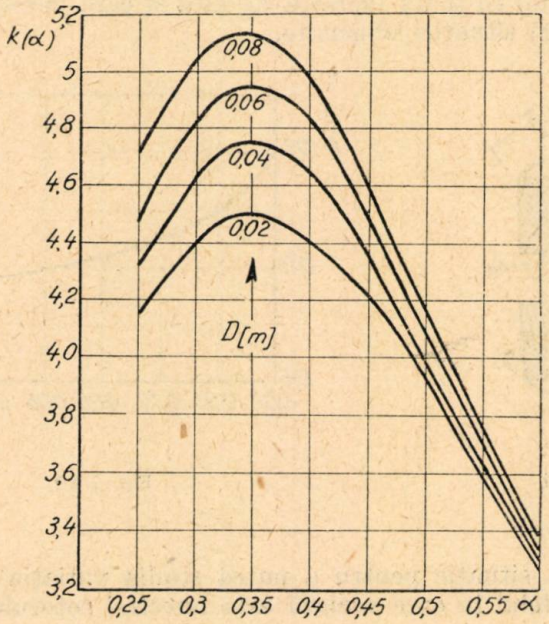


Fig. 2.1.1

2.2. Geometria rotorului și aria secțiunii bobinajului rotorului

Din paragraful 2.0 rezultă că celălalt factor decisiv în variația cuplului unitar este inducția B_δ în întrefier. Această inducție la un întrefier dat și la o geometrie dată a selsinului va depinde de solenația de care este capabil rotorul. Această solenație depinde la rîndul ei de aria secțiunii înfășurării rotorului, deci de geometria rotorului și de densitatea de curent admisă în această înfășurare.

Rezultă deci ca o necesitate, pentru studiul variației cuplului unitar, să se examineze mărimea acestei arii. Ea depinde de mărimea ferestrei disponibile și de factorul de umplere a acesteia cu material conductor.

La rîndul ei, după cum rezultă și din figura 2.2.1, aria ferestrei depinde de τ, α, b_m și d; b_m fiind lățimea miezului polului, iar d diametrul arborelui.

Diametrul arborelui d depinde de lungimea și diametrul rotorului; el rezultă din condițiile de bună comportare mecanică (menținerea întrefierului uniform, în limite destul de strînse pentru a nu apare anizotropii magnetice care cauzează erori în funcționarea selsinurilor).

În figura 2.2.2 se reprezintă variația raportului $\frac{d}{D}$ funcție de D, în ipoteza că lungimea l a rotorului este egală cu diametrul D, ipoteză pe care o păstrăm în toată lucrarea de față și care corespunde, așa cum s-a arătat în [2] situației obișnuite.

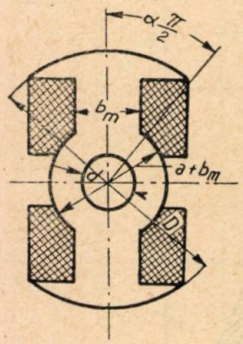


Fig. 2.2.1

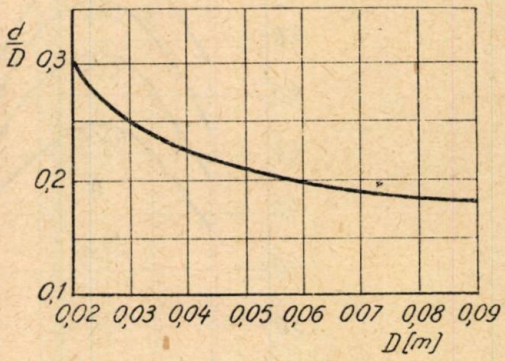


Fig. 2.2.2

În această situație pentru a putea studia variația cuplului unitar s-a determinat felul în care variază aria ferestrei rotorului A_{f2} în raport cu elementele geometrice. A rezultat, pentru diferite rapoarte $\frac{d}{D}$, o serie de familii de curbe $\frac{A_{f2}}{D^2}$ funcție de α, pentru diferite valori ale raportului $k_m = \frac{b_m}{\alpha\tau}$ care sînt reprezentate în figura 2.2.3 *a*, *b*, *c* și *d*.

Factorul de umplere a ferestrei cu material conductor variază funcție de diametrul conductoarelor și alte elemente.

În lucrarea de față s-au admis factori de umplere, variind între 0,28 (pentru diametre mici) și 0,38 (pentru cele mai mari).

Astfel, prin produsul dintre aria ferestrei rotorului și factorul de umplere cu bobinaj, corespunzător diametrului, s-a determinat aria secțiunii bobinajului rotorului funcție de configurația geometrică a acestuia și dimensiunile date. La un dimetru D al rotorului și deci implicit la un diametru d al arborelui rezultă că această arie depinde de α și k_m.

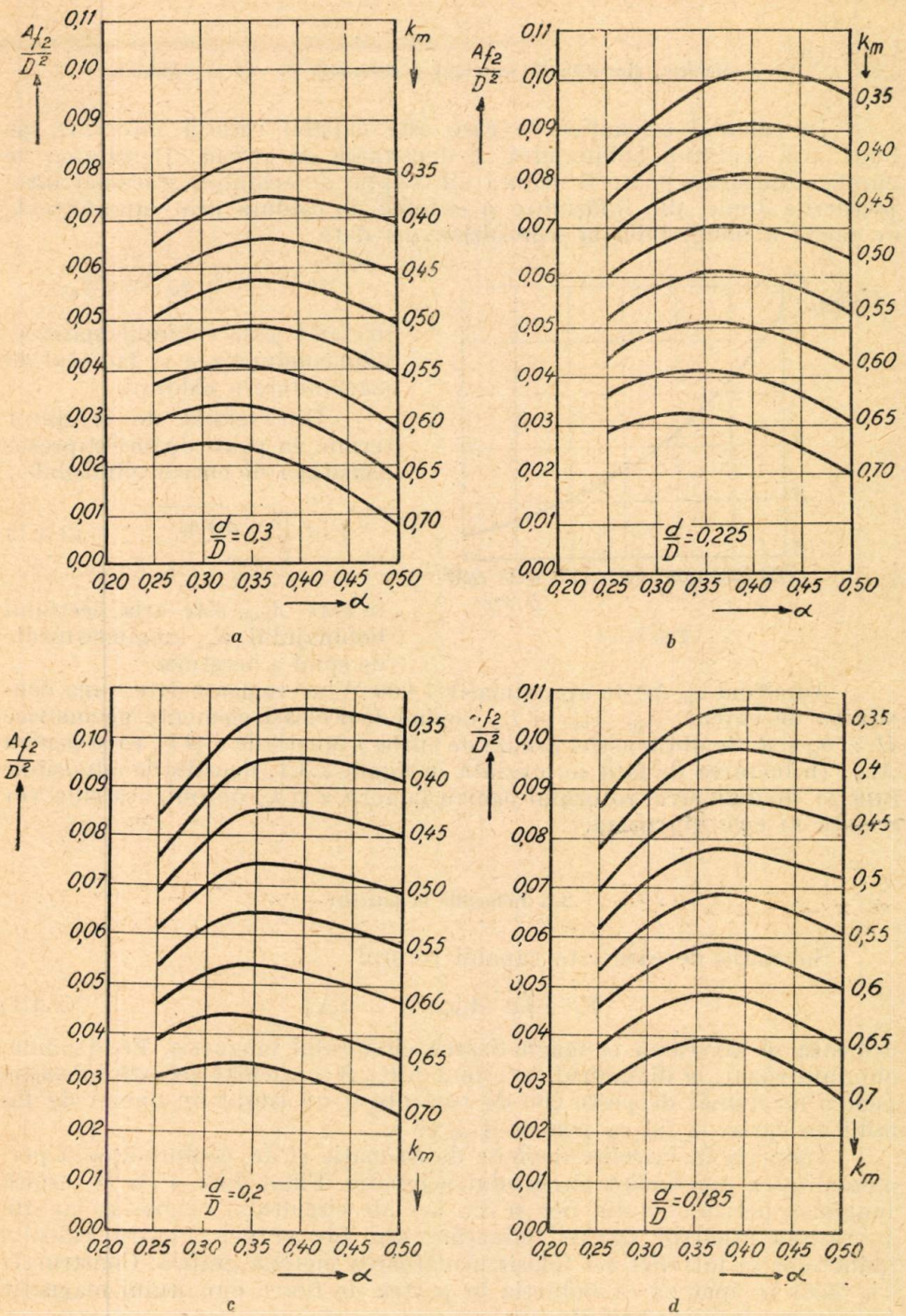

$\frac{Af_2}{D^2}$
k_m
0,11
0,10
0,09
0,08
0,07
0,06
0,05
0,04
0,03
0,02
0,01
0,00
0,35
0,40
0,45
0,50
0,55
0,60
0,65
0,70
$\frac{d}{D}$ = 0,3
0,20 0,25 0,30 0,35 0,40 0,45 0,50
α
a
$\frac{d}{D}$ = 0,225
b
$\frac{d}{D}$ = 0,2
c
$\frac{d}{D}$ = 0,185
d

Fig. 2.2.3

2.3. Geometria, dimensiunile rotorului și densitățile de curent admisibile

În calculul solenației de care este capabil rotorul intervine, pe lîngă aria secțiunii bobinajului, și densitatea de curent. Densitatea de curent admisibilă poate fi dedusă din relația de echilibru staționar între pierderile Joule din înfășurare și cedarea de căldură prin suprafața A_0 de răcire a bobinajului la o încălzire $\Delta\Theta$ dată

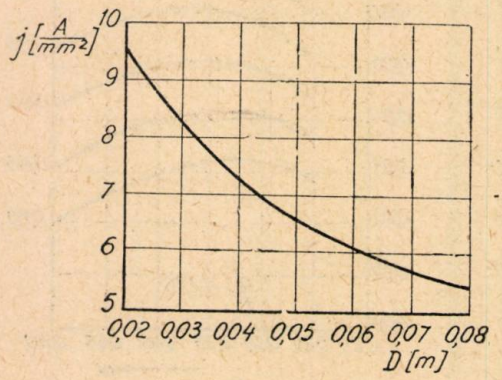


Fig. 2.3.1

$$\rho \cdot j^2 \cdot V = \alpha_0 \, \Delta\Theta \cdot A_0,$$

în care V este volumul materialului conductor și α_0 factorul de transmitere a căldurii.

Din relația de echilibru termic se poate deduce expresia densității de curent admisibile :

$$j = \sqrt{\frac{\alpha_0 \, \Delta\Theta \, A_0}{A_{bob} \cdot l_{w2} \cdot \rho}}, \qquad (2.3.1)$$

în care A_{bob} este aria secțiunii bobinajului și l_{w2} lungimea medie de spiră a acestuia.

Admițînd $\alpha_0 \, \Delta\Theta$ de aproximativ 1 000 W/m² se poate determina densitatea de curent. A_0, A_{bob} și l_{w2} depind de aceleași elemente geometrice D, α, b_m și d. Se obțin astfel familii de curbe j funcții de α și k_m ca și pentru A_{bob}. În lucrarea de față se prezintă în figura 2.3.1, densitățile admisibile funcție de diametrul rotorului pentru factorii α și k_m optimi, așa cum vor rezulta în cele din urmă.

2.4. Inducțiile în întrefier

Solenația de care este capabil rotorul

$$F_t = \sqrt{2} \, A_{bob} \cdot j \qquad [A] \qquad (2.4.1)$$

urmează să servească la magnetizarea circuitului magnetic. Ea depinde, cum am văzut, la diametrul dat, de α și k_m. S-a calculat această solenație pentru un număr de peste 200 de variante și s-a trasat un număr de familii de curbe la fel ca pentru A_{bob} și j.

Inducția în întrefier depinde de solenație și de conformația și permeabilitatea porțiunilor circuitului magnetic. Fiind date δ' și D rezultă lungimea porțiunilor din fier și din aer ale circuitului magnetic, iar din k_m rezultă raportul dintre inducțiile din fier și aer. Pentru calculul inducțiilor în întrefier s-a folosit următoarea metodă grafică. Construcția s-a făcut în ipoteza că inducția în partea de fier a circuitului magnetic este peste tot aceeași B_{fe}.

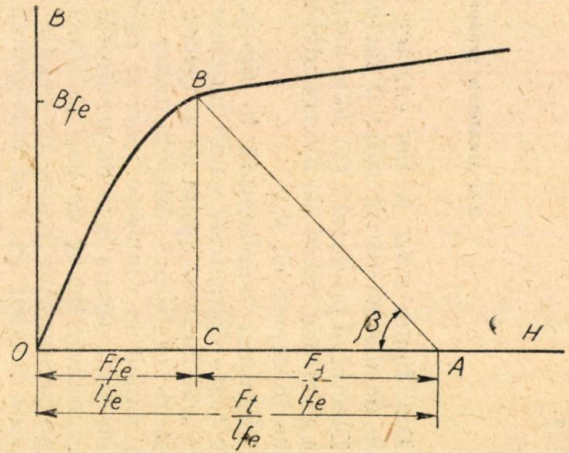


Fig. 2.4.1

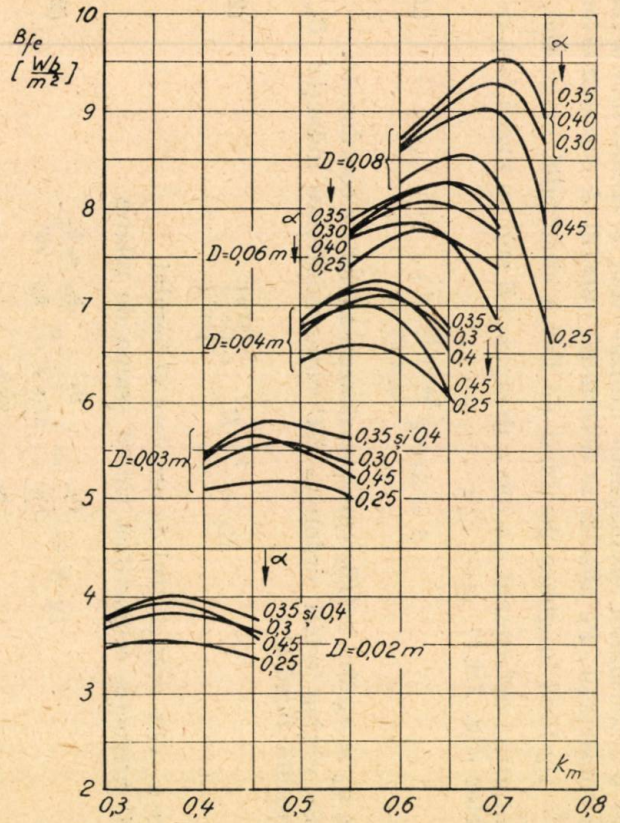


Fig. 2.4.2

Pentru fiecare din variantele calculate s-a făcut pe curba de magnetizare a materialului feromagnetic utilizat (tolă de transformator) următoarea construcție. Pe abscisă se determină punctul A corespunzător valorii $\frac{F_t}{l_{fe}}$ (l_{fe} fiind lungimea porțiunii de fier a circuitului magnetic). Din punctul astfel determinat s-a dus o dreaptă AB sub un unghi față de axa absciselor (fig. 2.4.1)

$$\beta = \operatorname{arctg} \frac{k_m \mu_0 l_{fe}}{k_{fe} 2 \delta'} \frac{a_B}{a_H}, \tag{2.4.2}$$

în care a_B și a_H sînt scările corespunzătoare axelor de coordonate.

Se obține astfel ordonata BC corespunzătoare inducției B_{fe} din care rezultă imediat

$$B_\delta = \frac{k_{fe}}{k_m} B_{fe} \quad \left[\frac{\text{Wb}}{\text{m}^2}\right] \tag{2.4.3}$$

în care k_{fe} este coeficientul de umplere al fierului.

Construcția se justifică ținînd seama de relația

$$\operatorname{tg} \beta = \frac{\frac{B_{fe}}{F_\delta}}{\frac{}{l_{fe}}} = \frac{\frac{B_k}{2B_\delta \cdot \delta'}}{\frac{}{\mu_0 l_{fe}}} = \frac{k_m}{k_{fe}} \frac{\mu_0 l_{fe}}{2\delta'}. \tag{2.4.4}$$

S-a determinat astfel inducția B_δ pentru toate variantele calculate. Au rezultat familiile de curbe redate în figura 2.4.2. Ele reprezintă variația lui B_δ funcție de k_m pentru diferite valori ale factorului de acoperire α.

2.5. Maximele produsului $k\ (\alpha)\ B_\delta^2$

Din figura 2.4.2 se pot extrage valorile de vîrf ale inducției B_δ, funcție de diametrul rotorului și factorul de acoperire α.

Efectuînd produsul $k\ (\alpha)\ B_\delta^2$ se obține familia de curbe $k\ (\alpha)\ B_\delta^2 = f\ (\alpha)$ pentru diferitele valori ale diametrului rotorului și care constituie valorile maxime în raport cu k_m.

Diagrama reprezentată în figura 2.5.1 arată că produsul atinge pentru toate diametrele valori maxime în jurul lui $\alpha = 0{,}35$, care astfel rezultă a fi factorul optim de acoperire a pasului polar în ipoteza admisă aici, că se neglijează relațiile dintre α și k_r, k_s, ipoteză care este acceptabilă numai la diametre mari și care va trebui ulterior reexaminată. Trebuie ținut seama însă de următorul fapt. Dacă piesa polară se întinde sub un număr întreg de pași de dinți, datorită denturii, se accentuează variația permeanței funcție de poziția rotorului. Pentru a înlătura acest efect este necesar ca α să corespundă acoperirii unui număr impar de jumătăți de pași de dinți.

Astfel, de exemplu, în cazul că numărul de dinți ai statorului este 18, la $\alpha = 0{,}35$ corespund $0{,}35 \cdot 9 = 3{,}15$ pași de dinți acoperiți. Trebuie căutat o acoperire care să corespundă or la 2,5, or la 3,5 pași respectiv $2{,}5/9 = 0{,}27$ sau $3{,}5/9 = 0{,}388$. Se va admite evident un factor de acoperire α cît mai apropiat de cel optim (în exemplul dat $\alpha_{opt} = 0{,}388$). Introducîndu-se aceste valori în diagrama reprezentată în figura 2.4.2 se pot alege valorile optime pentru $k_m = \frac{b_m}{\alpha\tau}$.

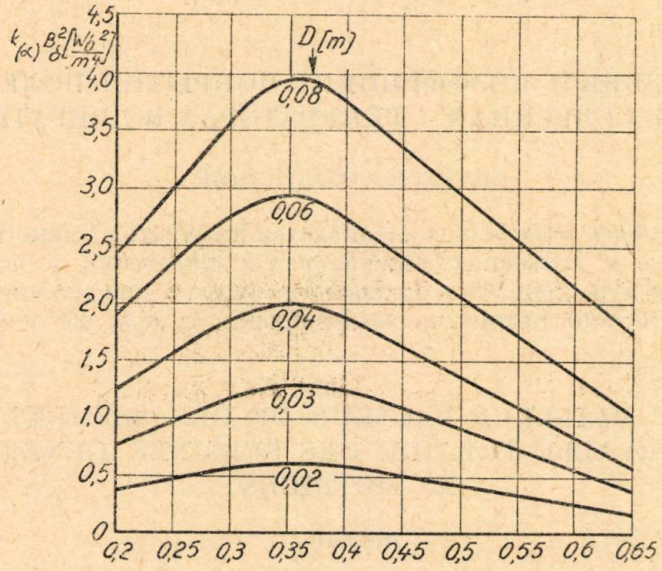


Fig. 2.5.1

CONCLUZII

Din studiul făcut rezultă că expresia cuplului unitar obține valori maxime pentru un factor de acoperire a pasului polar în jur de $\alpha = 0{,}35$, cel puțin în cazul diametrelor mari de rotor. Rezultă că este posibilă o îmbunătățire a calității selsinurilor prin micșorarea acoperirii polare practicate pînă în prezent.

Asupra influențelor ce ar rezulta din armonicile de cîmp produse de poli înguști este suficient a arăta că ele pot fi înlăturate prin bobinaje ale statorului adecvate (de exemplu cu repartiție sinusoidală a conductoarelor [6].

Prin îngustarea polului se obțin, pe lîngă mărirea cuplului unitar, și următoarele avantaje:

— micșorarea cantității de material activ (fier și material conductor), atît pe rotor cît și pe stator;

— uşurarea rotorului şi micşorarea momentului său de inerţie;
— uşurarea fabricaţiei selsinurilor.

Autorul îşi propune ca într-o viitoare lucrare, pe baza datelor obţinute aici şi după examinarea factorilor k_r, k_s, să determine o constantă de proiectare pentru selsinurile generatoare şi motoare şi apoi să treacă la elaborarea unei metodici de proiectare.

În Institutul de energetică s-au construit selsinuri de diferite tipuri între care şi cu pol îngust. Rezultatele experimentale au confirmat concluziile prezentei lucrări.

ОПТИМАЛЬНЫЙ КОЭФФИЦИЕНТ ПОКРЫТИЯ ПОЛЮСНОГО ШАГА В СЕЛЬСИНАХ – ГЕНЕРАТОРАХ И ДВИГАТЕЛЯХ

КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ

В настоящей работе рассматривается выражение единого момента, создающегося в сельсинах генераторах и двигателях в зависимости от коэффициента покрытия полюсного шага в предположении, что влияние геометрий ротора на коэффициент k_s и k_r не учитывается.

LE MEILLEUR FACTEUR DE DÉPASSEMENT DE L'INTERVALLE POLAIRE DES SELSINES GÉNÉRATRICES ET MOTRICES

RÉSUMÉ

L'article étudie l'expression du couple unitaire produit dans les selsines génératrices et motrices en fonction du facteur de dépassement de l'intervalle polaire, dans l'hypothèse que l'influence de la géométrie du rotor sur les facteurs k_s et k_r est négligée.

BIBLIOGRAFIE

1. M. BÎRGĂUANU, A. MORARU, *Consideraţii preliminare asupra proiectării selsinurilor generator-motor*. Biblioteca Institutului de energetică al Academiei R.P.R.
2. M. BÎRGĂUANU, *Criterii de dimensionare a selsinurilor generator-motor*. Referat la a doua consfătuire pentru automatizări (sub tipar).
3. А. Г. Иосифиан, В. М. Каган, *Основы следящего привода*. Москва-Ленинград (1955).
4. М. П. Костенко, Б. Е. Коник, *Определение основной и третей гармоник поля якоря и поля полюсов явнополюсной синхронной машины*. Электричество, *3* (1951).
5. T. C. JOHNSON, *Selsin designing and application*. AIEE Trans., **64**, 703–708 (1945).
6. M. BÎRGĂUANU, *Folosirea bobinajelor sinusoidale trifazate simetrice în generatoare sincrone*. Electrotehnica *2* (1958).
7. M. MÜLLER, *Fernmess-und Fernwirkanlagen mit Synchros* (*Drehfeldsystemen*). Bull. Schweiz. electrotechn. Vereins, **47**, *2*, 37–47 (1956).

VARIAȚIA VOLUMULUI APARENT AL CĂRBUNILOR BRUNI TINERI ÎN FUNCȚIE DE UMIDITATE *)

DE

D. BUIMOVICI, ELENA BĂLĂ și GABRIELA TOTIRESCU

Studiul variației de volum a materialelor în funcție de umiditate prezintă interes din două puncte de vedere : *a*) a stabilirii naturii fizico-chimice a materialului, mai precis a naturii sale coloidale ; *b*) a stabilirii curbelor de variație, pentru a putea organiza procesul de uscare, astfel încît să nu apară tensiuni critice în material, care să provoace ruperea (parțială sau totală) a acestuia.

În domeniul cărbunilor astfel de studii sînt nenumeroase [1], [2], [3]. Dintre acestea lucrarea lui W. Benade [1] este cea mai completă ; scopul propus de autor constă în a aduce încă o dovadă asupra structurii coloidale a cărbunilor bruni pămîntoși germani. Variația volumului era înregistrată prin determinarea greutății specifice reale a probelor umede de cărbune, folosind drept lichid picnometric xilenul. Asupra unei asemenea metodice experimentale sînt de făcut însă anumite observații.

Prin cufundare în xilen a probei de cărbune, gazele ce se găsesc adsorbite pe pereții capilarelor sînt doar parțial îndepărtate. Evacuarea gazelor prin fierbere sau fierberea în vid a lichidului picnometric nu poate fi practicată, deoarece prin aceasta ar varia umiditatea probei de cărbune.

Lichidele picnometrice nu pot pătrunde în tot volumul capilarelor, deoarece pentru o parte din acestea diametrul moleculei lichidului este mai mare decît dimensiunea caracteristică a capilarelor celor mai fine.

În sfîrșit, proba umedă de cărbune, cufundată în lichidul picnometric, poate suferi schimbări importante, datorită existenței adsorbției selective pe unele porțiuni din suprafața interioară, de pe care apa inițial adsorbită este îndepărtată prin adsorbția lichidului picnometric.

Pentru a preveni eventuala influență a acestor factori, în lucrarea de față s-a studiat variația volumului specific aparent al cărbunilor în funcție de umiditate. Volumul specific aparent al unui material include volumul ocupat de substanța sa și volumul microporilor. Din toate metodele întrebuințate pentru determinarea volumului specific aparent (metoda cu parafină, a cîntăririi hidrostatice, metoda volumetrică etc.), metoda cu mercur este cea mai precisă, din care cauză a și fost adoptată.

Este de menționat că în afară de motivele legate de asigurarea unei mai mari exactități experimentale, determinarea volumului specific aparent al cărbunilor (în locul volumului specific real) prezintă și avantajul unei utilități mai mari pentru practică, fiind aplicat în calculele proceselor de măcinare, pneumotransport și ardere în suspensie.

*) Lucrare prezentată Institutului de energetică la data de 4 aprilie 1958.

Cu o altă ocazie [4] s-a constatat că prin folosirea unor probe de cărbune cu granulaţie fină s-au obţinut rezultate eronate, ceea ce poate fi explicat prin faptul că mercurul nu pătrunde întotdeauna în interstiţiile dintre particulele probei cercetate. Din această cauză pentru determinări a fost aleasă granulaţia 1,5—2 mm. Rezultatele obţinute s-au dovedit a fi corecte, ele fiind aceleaşi la repetarea experienţei.

În afară de aceasta, prin alegerea unei granulaţii intermediare se capătă date ce corespund mai de aproape caracteristicilor medii ale materialului studiat.

Proba de cărbune, în greutate de 3—5 g, era introdusă într-un picnometru de sticlă, format dintr-un tub de 12 mm diametru, închis la un capăt. La celălalt capăt al tubului înaintea unei pîlnii mici de sticlă, era amplasat un robinet, cu un orificiu de 3 mm diametru. S-a lucrat cu două picnometre, avînd volumele, la 20 °C, de 12,730 cm³ şi 9,110 cm³. Introducerea probei de cărbune se făcea în lipsa robinetului din picnometru. După umplere se reintroducea robinetul în poziţia „deschis" şi întreg picnometrul era plasat în poziţie verticală, în centrul unui exsicator cu vid. Prin orificiul capacului exsicatorului, închis printr-un dop de cauciuc, trecea tubul unei pîlnii de separare, umplută cu mercur.

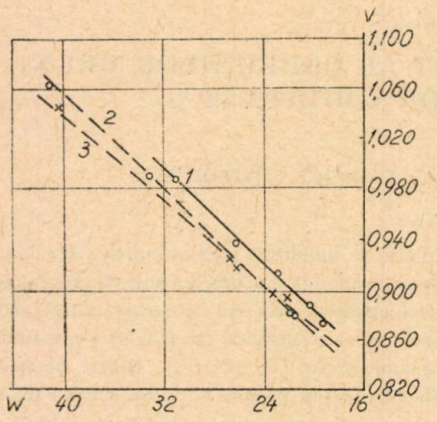


Fig. 1. — Influenţa umezirii prealabile şi a modului de uscare.

1. uscare rapidă în curent de aer; cărbunele udat în vid. 2. uscare lentă, cărbunele udat în vid. 3. uscare lentă, cărbunele udat la presiunea atmosferică.

Determinarea decurgea în modul următor: în exsicator cu ajutorul unei pompe de vid, se realiza o presiune de 30—40 mm Hg. În această situaţie se deschidea robinetul pîlniei de separare, iar mercurul cădea în picnometru, umplîndu-l pînă peste robinet. După aceasta se oprea pompa de vid, se introducea aer în exsicator, după care acesta era deschis. Picnometrul era scos din exsicator şi cu robinetul încă în poziţie deschisă era plasat într-un termostat cu apă, la 20 °C. După aproximativ 10 minute de menţinere în termostat se închidea robinetul şi excesul de mercur din mica pîlnie era cu atenţie înlăturat. Prin cîntăriri la balanţa analitică se determina volumul specific aparent (în mercur) al probei de cărbune.

Rezultatele obţinute au fost exprimate în cm³/g cu o precizie pînă la a treia zecimală. Pentru fiecare punct de pe curbă au fost făcute cel puţin două determinări; a treia determinare era făcută în cazul în care diferenţa dintre primele două determinări depăşea 0,005 cm³/g.

Paralel cu aceste operaţii se determina şi umiditatea probei de cărbune cercetate, prin metoda standard a uscării în aer la 105 °C.

Diferitele umidităţi ale probelor de cărbune, erau obţinute prin menţinerea lor în exsicatoare peste diverse amestecuri de acid sulfuric concentrat şi apă; din această cauză determinările au fost efectuate doar în domeniul higroscopic. Determinările volumului specific aparent în domeniul umidităţii de imbib..ţie au fost contradictorii; explicaţia rezidă probabil în existenţa neordonată a unor pelicule de apă pe suprafaţa exterioară a particulelor de cărbune, cît şi în neuniformitatea repartiţiei umidităţii pe toată masa particulei.

Determinările volumului specific aparent au fost efectuate în două situaţii; curba de uscare şi curba de umezire. Pentru curba de uscare o cantitate mare de cărbune era iniţial umezită, după care urma uscarea diferită a unor porţii de cărbune. În prealabil s-a studiat influenţa condiţiilor de umezire şi de uscare.

În figura 1 sînt trasate curbele *2* şi *3*, corespunzînd umezirii în apă sub vid, — şi umezirii în apă la presiunea atmosferică (timp de ~ 2 ore). Se constată înclinaţia diferită a dreptelor; pentru domeniul uzual de variaţie a umidităţii (la masa uscată) între 36 şi 12%, diferenţele de volum specific nu sînt mari. În toate determinările ulterioare umezirea cărbunelui era practicată conform curbei *3*, respectiv în apă, la presiunea atmosferică.

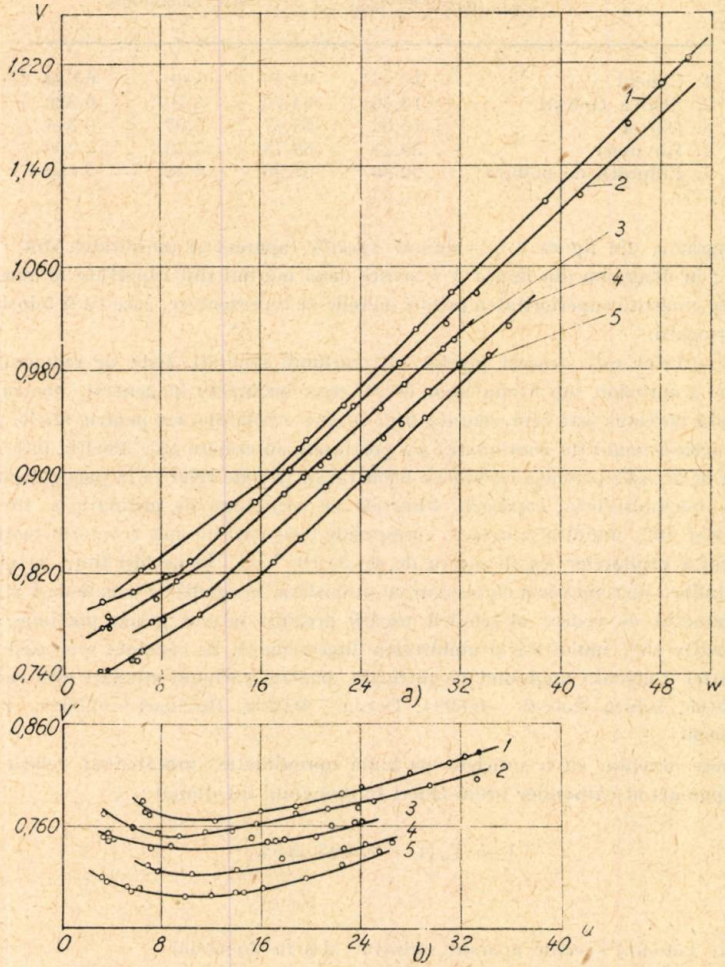


Fig. 2. — Variaţia volumului specific aparent la uscarea cărbunilor bruni tineri.
1. Căpeni, 2. Schitu-Goleşti, 3. Derna, 4. Rovinari, 5. Filipeştii de pădure.

În ceea ce priveşte influenţa condiţiilor de uscare este edificativă curba *1* (fig. 1). Cărbunele, umezit sub vid era uscat într-un curent de aer, în faţa unui ventilator; uscarea dura între 10 şi 50 min. Rezultatele diferite faţă de curba *2* se explică prin repartiţia neuniformă a umidităţii în masa particulelor de cărbune, ceea ce a provocat şi o altă modificare de volum; este de presupus că straturile superficiale erau mai uscate decît miezul particulei, deci construcţia primelor era împiedicată de miez, astfel încît volumul aparent pentru o aceeaşi umiditate, este mai mare pentru curba *1* decît pentru curba *2* (la care umiditatea este uniform repartizată în toată masa particulei).

În figura 2 sînt redate curbele de variație, la uscare, a volumului specific aparent, pentru cinci sorturi de cărbune brun tînăr, cu următoarele caracteristici tehnico-chimice :

	Cenușă masa uscată %	C	H	P_{cs}
		masa combustibilă %		
1. Căpeni	19,97	64,40	5,60	6 070
2. Schitu Goleşti	10,56	64,70	5,70	6 220
3. Derna	15,02	65,87	5,07	6 344
4. Rovinari	33,28	63,78	5,73	5 960
5. Filipeştii de pădure	20,36	61,36	5,21	5 653

În diagrama din figura 2 *a* volumul specific aparent şi umiditatea sînt raportate la masa uscată ; în diagrama din figura 2 *b* aceste două mărimi sînt raportate la masa umedă a probelor. Este evidentă superioritatea primei metode de reprezentare, care va fi folosită exclusiv în cele ce urmează.

Alura curbelor este aceeaşi pentru toţi cărbunii studiaţi. Este de remarcat cea de-a doua porţiune a curbelor, sub forma unor drepte uşor înclinate : în general, pentru unele materiale, această porţiune este reprezentată prin drepte orizontale, iar pentru altele prin drepte înclinate cu acelaşi unghi (în continuare), ca porţiunile anterioare [2]. Poziţia intermediară pe care o ocupă în această privinţă cărbunele brun tînăr, trebuie referită la particularităţile legăturii sale cu apa (adsorbită, capilară). Punctele de schimbare de înclinaţie a dreptei se situează între 9 şi 16% umiditate, ceea ce corespunde evacuării de apă (conform teoriei condensaţiei capilare) a capilarelor cu diametru de $4-5 \cdot 10^{-7}$ cm. În acelaşi timp acesta este domeniul de echilibru higrometric a cărbunilor cu atmosfera, în condiţiile uzuale de 1 atm şi 20 °C.

Din punctul de vedere al tehnicii uscării prezintă interes prima porţiune a curbelor, între aproximativ 15% umiditate şi umiditatea higroscopică. Se constată o aceeaşi înclinare a dreptelor. Astfel, tangenta unghiului de înclinare pentru cărbunii studiaţi este respectiv de : Căpeni — 0,0105, Schitu Goleşti — 0,0094, Derna — 0,0092, Rovinari — 0,0089, Filipeştii de pădure — 0,0096.

Se poate accepta, cu o suficient de bună aproximaţie, următoarea relaţie a variaţiei volumului (aparent) al cărbunilor bruni tineri în domeniul menţionat :

$$V = V_0 (1 + 0{,}0095\ \Delta U), \tag{1}$$

în care

V_0 este volumul specific aparent, arbitrar ales în domeniul

$$U > 15\ \%$$

ΔU — diferenţa de umiditate (raportată la masă uscată) între punctul considerat şi punctul ales ca origine.

O astfel de relaţie liniară este specifică substanţelor coloidale, ceea ce constituie încă o confirmare a naturii coloidale a cărbunilor bruni tineri.

Pentru trei din cele cinci sorturi studiate au mai fost determinate curbele de variaţie cu umiditatea, a volumului specific aparent în procesele de umezire (fig. 3). Probele de cărbune

erau inițial umezite în condiții identice ca cele menționate anterior, apoi uscate peste acid sulfuric concentrat pînă la o umiditate de 3—3,5%, după care urma umezirea probelor, peste amestecuri diferite de acid sulfuric și apă. S-a constatat, cum de altfel este și cunoscut din literatură, fenomenul de histerezis — curba de uscare nu se suprapune peste curba de umezire; diferența între ele variază de la cărbune la cărbune, între 0,006 și 0,020 cm^3/g. Curbele de umezire au o alură identică cu curbele de uscare, respectiv aceeași înclinație (pentru prima porțiune) și practic aceeași poziție a punctului de schimbare de înclinație.

Prin fenomenul de histerezis se poate explica apariția crăpăturilor de suprafață ce apar la uscare și care vor avea o probabilitate de apariție mai mare pentru sorturile de cărbune ce posedă un histerezis mai pronunțat.

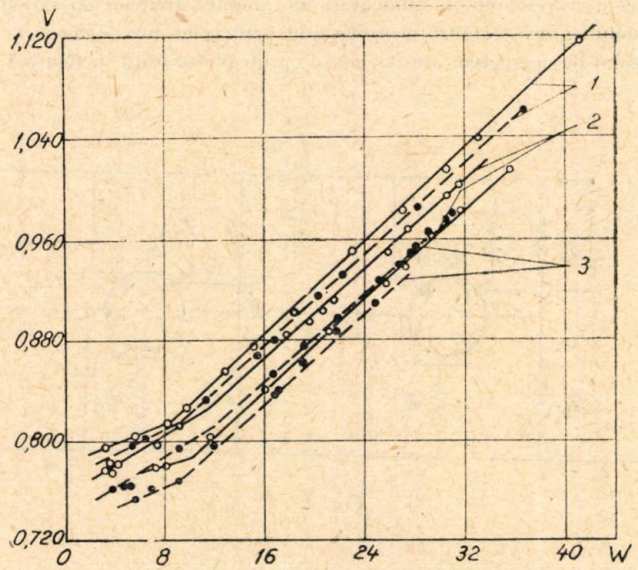


Fig. 3. — Variația volumului specific aparent la uscarea și umezirea cărbunilor.
1. Schitu-Goleşti, 2. Derna, 3. Rovinari.

Relația de variație a volumului specific aparent în procesele de umezire rămîne aceeași ca la procesele de uscare (relația 1). Pentru o aceeași umiditate, volumul specific aparent va fi mai mic pentru curba de umezire decît pentru curba de uscare.

BIBLIOGRAFIE

1. W. Benade, *Braunkohle*, *31*, 845 (1932).
2. А. В. Лыков, *Явления переноса тепла и вещества в капиллярнопористых телах*, Москва (1954).
3. A. W. Gauger, *Water in coals*, *Chemistry of coal utilisation*, New York (1947).
4. D. Buimovici, *Studiul cîtorva proprietăți ale ligniților din R.P.R. și ale semicocsului lor*, București (1955).

DESPRE STABILITATEA SURSELOR DE ALIMENTARE PENTRU MAȘINA ANALOAGĂ DE CALCUL

DE

D. N. NESTORESCU

După cum se știe, unele din elementele cele mai importante din mașina analoagă de calcul sînt sursele de alimentare cu tensiune continuă. Aceasta, deoarece variația tensiunii continue de alimentare a amplificatoarelor operaționale pot provoca erori de calcul considerabile. În acest scop, redresoarele de alimentare ale amplificatoarelor operaționale sînt prevăzute cu cîte un stabilizator. Stabilizatorul executat pentru mașina analoagă ce se va construi în cadrul Institutului de energetică are schema de principiu arătată în figura 1.

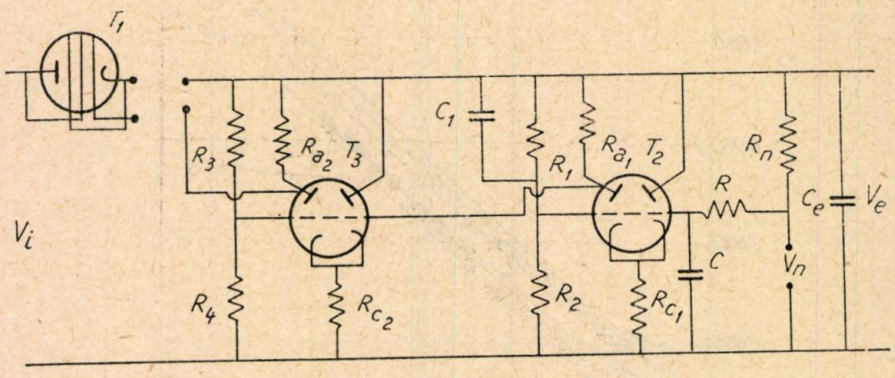


Fig. 1

În schema din figura 1, V_i, V_e și V_n sînt tensiunile de intrare, de ieșire și cea etalon de referință. Tensiunea de referință poate fi obținută cu un tub cu neon, cu o baterie sau poate fi obținută de la un alt stabilizator etalon.

În mașina analoagă de calcul în curs de construcție, a fost nevoie de următoarele tensiuni de stabilizare: $\pm$ 270 V, + 400 V și — 135 V. Pentru tensiunile de $\pm$ 270 V și — 135 V s-au construit stabilizatoare identice pentru tensiunea de + 400 V, un alt stabilizator la care valorile elementelor schemei diferă întrucîtva de cele ale stabilizatoarelor precedente. Nu vom intra în amănunte asupra construcției acestor stabilizatoare, care sînt cunoscute din literatură, ne vom opri numai asupra circuitelor de corecție pentru eliminarea oscilațiilor.

După cum se poate constata, stabilizatorul propriu-zis este compus dintr-un amplificator de eroare și unul sau mai multe tuburi finale, care va asigura curentul necesar. Amplificatorul de eroare este un amplificator de curent continuu. Datorită amplificării totale, care este aproximativ de 465 pentru stabilizatorii de $\pm$ 270 V și — 135 V și 510 pentru cel de + 400 V, el prezintă pericolul de oscilare. Pentru a ne putea asigura că amplificatorul nu intră în oscilație, trebuie să-l considerăm ca un sistem automat și trebuie să-i calculăm limitele de stabilitate. Dacă din calcul reiese că acest amplificator studiat ca un sistem automat se comportă stabil, putem afirma că nu există pericol de oscilație. Bineînțeles că studiul teoretic, bazat pe un asemenea calcul, trebuie verificat și eventual îmbunătățit printr-un studiu experimental.

Vom pleca de la observațiile experimentale. S-a constatat că o asemenea schemă, nu dă rezultatele scontate de literatură. Într-adevăr, la tensiunea nominală de lucru, un asemenea stabilizator oscilează. Pentru a opri oscilațiile, am introdus în paralel pe ieșire un grup de condensatori bloc de foarte bună calitate în valoare de 6μF. Experiența arată că același efect l-am obține și cu un condensator electrolitic de 32 μF care să nu aibă însă o rezistență serie proprie, mai mare de 6Ω. Tot în scopul prevenirii oscilațiilor, am introdus grupul R. C. de valori 1 MΩ și 0,05 μF. De asemenea s-a introdus, conform datelor din literatură, condensatorul C_1, care să prezinte împreună cu rezistența R_1, constanta de timp $\tau_1 = 510^{-3}$ s. Cu toate acestea dacă se conectează o inductanță de aproximativ 10 H la ieșire, sau mai ales, o inductanță de aceeași valoare cu o capacitate de 70 μF în serie de rezistența de sarcină, se constată că stabilizatorul începe să oscileze. Același lucru se întîmplă, dacă se conectează stabilizatorul în impulsiuni pe o inductanță singură sau cu o capacitate în serie.

Bineînțeles, aceasta era datorită faptului, că schema nu era destul de stabilă. De aceea ne-am propus să facem un studiu, bazat pe calculul exact al stabilității schemei. Acest calcul trebuia să țină seama de capacitățile parazite ale tuburilor. De aceea s-au măsurat aceste capacități. S-au măsurat capacitățile între plusul comun și anoda tuburilor amplificatoare și între catoda și minusul comun.

Aceste capacități s-au găsit a fi în jurul de 20 pF în afară de capacitatea anodă — plusul comun, de la tubul amplificator T_3, care s-a găsit a fi de 25 pF, deoarece la capacitatea obișnuită a tubului se adăugau și capacitățile grilă catodă a tubului de putere.

S-a calculat apoi funcția de transfer a amplificatorului, care are următoarea expresie

$$A = A_1 A_2 = \frac{A_2}{\mu} + \frac{A_2}{3} + \frac{1}{4}\,\frac{9 A_1 A_2}{14} - \frac{A_1 A_2}{4}\,\frac{R_2}{Z_1 + R_2}$$

pentru stabilizatori de 270 V și −135 V și

$$A = A_1 A_2 = \frac{A_2}{\mu} + \frac{A_2}{3} + \frac{1}{2}\,\frac{5 A_1 A_2}{29} - \frac{A_1 A_2}{4}\,\frac{R_2}{Z_1 + R_2}$$

pentru stabilizatorul de 400 V;

$$A_1 = \mu\,\frac{Z_{a_1}}{4 R_i + Z_{a_1} + Z_{c_1}}$$

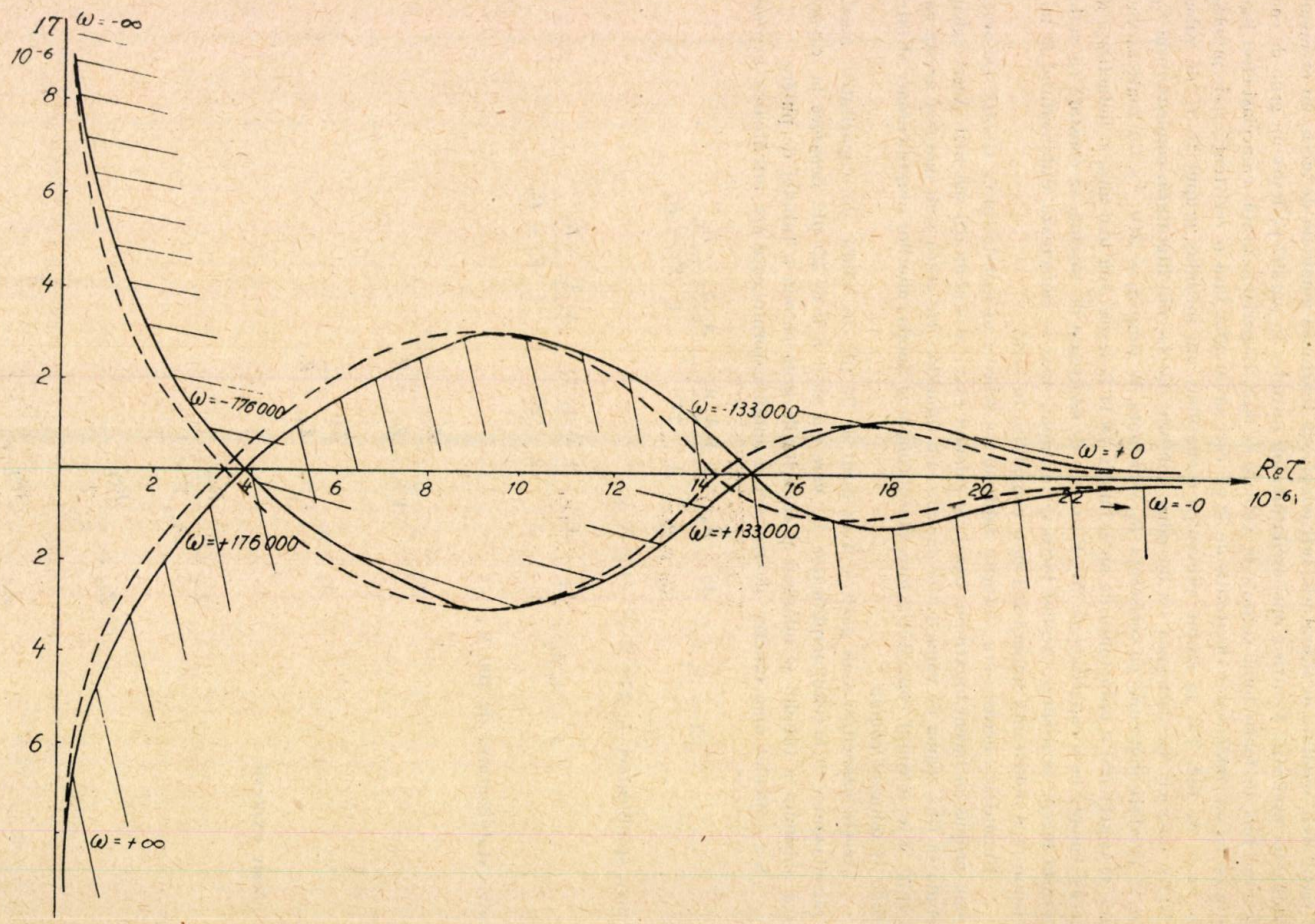
$$A_2 = \mu\,\frac{Z_{a_2}}{4 R_i + Z_{a_2} + Z_{c_2}}$$

În aceste expresii

$$Z_{a_2} = \frac{R_{a_2}}{\tau_{a_2} P + 1},$$

$$Z_{c_2} = \frac{R_{c_2}}{\tau_{c_2} P + 1},$$

$$Z_{a_1} = \frac{R_{a_1}}{\tau_{a_1} P + 1}$$



17
10^{-6}
8
6
4
2
2
4
6
$\omega = -\infty$
$\omega = -176000$
$\omega = +176000$
$\omega = +\infty$
$\omega = -133000$
$\omega = +133000$
$\omega = +0$
$\omega = -0$
2
4
6
8
10
12
14
16
18
20
22
$Re\,\tau$
10^{-6}

Fig. 2

$$Z_{c_1} = \frac{R_{c_1}}{\tau_{c_1} P + 1},$$

$$Z_1 = \frac{R_1}{\tau_1 P + 1},$$

în care

$$\tau_{a_2} = R_{a_2} C_{a_2},$$
$$\tau_{c_2} = R_{c_2} C_{c_2},$$
$$\tau_{a_1} = R_{a_1} C_{a_1},$$
$$\tau_{c_1} = R_{c_1} C_{c_1},$$
$$\tau_1 = R_1 C_1.$$

Valorile acestor elemente sînt :
Pentru stabilizatoare de $\pm$ 270 V și $-$135 V.

$R_{a_1} = 1$ M Ω,
$R_{c_1} = 215$ k Ω,
$R_{a_2} = 500$ k Ω,
$R_{c_2} = 225$ k Ω,
$R_1 = 50$ k Ω,
$R_2 = 60$ k Ω,
$R_3 = 40$ k Ω,
$R_4 = 72$ k Ω.

Pentru stabilizatorul de 400 V, elementele de mai sus prezintă următoarele valori :

$R_{a_1} = 1$ M Ω
$R_{c_1} = 250$ k Ω
$R_{a_2} = 500$ k Ω
$R_{c_2} = 115$ k Ω
$R_1 = 100$ k Ω
$R_2 = 105$ k Ω
$R_3 = 50$ k Ω
$R_4 = 95$ k Ω

Tuburile amplificatoare au fost 6 H 9 C, ce au o rezistență internă $R_i = 50$ kΩ și un factor de amplificare $\mu = 70$. Datorită faptului că amplificatoarele lucrează în regim infometat, aceste formule au fost stabilite considerîndu-se rezistența internă $\left(R_i'\right)$ și factorul de

amplificare μ' la aceste tuburi ca fiind față de rezistența internă R_i și factorul de amplificare μ, din regimul normal de funcționare, în raportul

$$R_i' = 4\, R_i\,,$$

$$\mu' = \frac{1}{2}\,\mu.$$

De asemenea raportul $\dfrac{R_4}{R_3 + R_4}$ a fost direct inclus în formulă.

Cercetăm stabilitatea acestei funcții de transfer, după criteriul lui Neumark, sau al împărțirii în domenii (D) de stabilitate după variația parametrului τ_1

Rezultă

$$\tau_1 = \frac{1}{P}\left(\frac{\dfrac{1}{3} - \dfrac{45}{96}A_1}{\dfrac{R_1}{R_2}\dfrac{271}{96}A_1 - \dfrac{1}{3}} - 1\right)$$

pentru stabilizatorul de $\pm$ 270 V și $-$ 135 V;

$$\tau_1 = \frac{1}{P}\left(\frac{\dfrac{1}{3} - \dfrac{106}{116}A_1}{\dfrac{R_1}{R_2}\dfrac{570}{116}A_1 - \dfrac{1}{3}} - 1\right)$$

pentru stabilizatorul de + 400 V.

Așa cum se observă și din diagrama figurii 2 regiunea de stabilitate se găsește pentru stabilizatorii de $\pm$ 270 V și $-$ 135 V între $R_e\,\tau_1 = 4 \cdot 10^{-6}$ s și $15 \cdot 10^{-6}$ s cu o pulsație de 133 000, respectiv 176 000 rad/s. Corespunde deci o capacitate C între 80 pF și 300 pF. Experiența arată că cea mai indicată capacitate este 200 pF. Pentru alte capacități cuprinse în gama de mai sus, există o tendință de intrare în oscilații la șocuri mecanice și electrice.

Pentru redresorul de 400 V, gama de variație a lui $R_e\,\tau_1$ este între $3{,}5 \cdot 10^{-6}$ s și $14{,}2 \cdot 10^{-6}$ s și a pulsației între 134 700 și 179 100 rad/s, deci capacitățile potrivite ar fi între 35 pF și 142 pF. Și aici cea mai bună capacitate a fostă găsită experimental de 100 pF.

BIBLIOGRAFIE

1. K. Benson, *A study of the caracteristics of slow voltage regulator tubes*. Electronic Engineering, *24*, 396—406 (1952).
2. A. Treen, *A low voltage stabilizor, witz saturated diode-control*. Electronic Engineering, *25*, 56—75 (1953).
3. — *Saturated Diode operation of miniature valves*. Electronic Engineering, *26*, 83—91 (1953).
4. K. Benson, *Voltage stabilisation*. Electronic Engineering, *27*, 160—202 (1953).
5. В. В. Гуров, Б. И. Коган, А. О. Таланцев, В. А. Трапезников, *Новая электронная аппаратура, мобелированиа института автоматики и телемеханики. АН СССР*. Автоматика и телемеханика, *1*, 19—35 (1956).
6. Л. И. Байдо, В. К. Захаров, *Выбор режима о расчете электронных стабилизаторов напряжения*. Автоматика и телемеханика, *8*, 724—739 (1957).

O METODĂ PENTRU SIMPLIFICAREA CALCULULUI ARDERII ÎN REGIM VARIABIL

DE

G. BĂRĂNESCU

Una din problemele ce trebuie rezolvate în decursul calculului arderii în regim variabil este determinarea temperaturii de ardere pe măsură ce combustibilul este oxidat. Dacă temperatura de ardere este suficient de coborîtă pentru ca disociaţia să poată fi neglijată, rezolvarea problemei de mai sus nu prezintă principial nici o dificultate.

Într-adevăr, din analiza cinetică a reacţiei se stabileşte variaţia în timp a cantităţii de combustibil care reacţionează, şi ca atare se poate determina în fiecare moment compoziţia amestecului care preia căldura degajată prin ardere, amestec ce este format din substanţele care nu au reacţionat şi din produsele de ardere. Din bilanţul energetic al procesului se poate calcula energia internă a amestecului în funcţie de timp. Pentru a determina temperatura amestecului într-un moment oarecare, este suficient să se reprezinte o diagramă energie internă - temperatură, pentru compoziţia amestecului din momentul ales; temperatura de ardere va fi precizată în această diagramă de valoarea energiei interne în momentul respectiv.

În general, procesele de ardere în regim variabil pot fi urmărite printr-un sistem de ecuaţii diferenţiale din care face parte ecuaţia bilanţului energetic şi legea de ardere; aceasta din urmă poate fi stabilită numai pe măsură înaintării calculului, deoarece viteza de ardere depinde şi de temperatură. Dacă se ţine seama de variaţia căldurilor specifice cu temperatura, rezolvarea sistemului de ecuaţii diferenţiale trebuie făcută pe cale grafică. Fiindcă metodele grafice de integrare permit găsirea soluţiei din aproape în aproape, o eroare comisă la un moment dat prin înseşi aproximaţiile metodei, este purtată şi amplificată în etapele următoare de calcul. Din acest motiv intervalele de integrare se aleg suficient de mici, de unde rezultă că pentru determinarea temperaturii de ardere trebuie trasat un mare număr de diagrame energie internă-temperatură.

Această metodă este nerațională cînd problemele de ardere în regim variabil se pun pentru diverse condiţii, însă pentru acelaşi combustibil.

În cele ce urmează se arată construcţia unei diagrame care poate fi folosită la determinarea temperaturii de ardere, oricare ar fi condiţiile în care decurge arderea combustibilului la care se referă diagrama; se presupune că disociaţia poate fi neglijată.

Se consideră cazul unui vas care conţine $4{,}76 \cdot \alpha \cdot a$ kmol de aer. În vas se introduce combustibilul după legea cunoscută în timp $y = \varphi(\tau)$. Combustibilul arde după legea cunoscută $z = \psi(\tau)$. În timpul arderii amestecul din vas schimbă căldură şi lucru mecanic cu mediul exterior, după legi oarecare. Schimbul de masă cu mediul exterior se produce numai prin sosirea combustibilului, a cărui cantitate totală este de un kilogram.

Diagrama ce urmează a fi construită trebuie să pună în evidenţă energia internă a amestecului din vas în funcţie de timp, pentru diverse excese de aer α, pentru diverse cantităţi de combustibil introduse în vas — , şi pentru diverse cantităţi de combustibil arse.

Fie ecuaţia teoretică de ardere a combustibilului considerat:

1 kg combustibil + a kmol O_2 + 3,76 a kmol N_2 = b kmol CO_2 + c kmol H_2O + + 3,76 a kmol N_2. (1).

Dacă pînă în momentul τ în vas s-au introdus y kilograme de combustibil, din care au ars z kilograme, compoziția amestecului în momentul τ este

$y - z$ kg combustibil
$\alpha a - za$ kmol O_2
$3{,}76\ \alpha\ a$ kmol N_2
zb kmol CO_2
zc kmol H_2O.

Numărul de kilomoli este deci

$$m_{\alpha y} = \frac{y}{\mu_{comb}} + 4{,}76\ \alpha a + z\left(b + c - a - \frac{1}{\mu_{comb}}\right), \tag{2}$$

unde μ_{comb} este greutatea moleculară a combustibilului.

Energia internă a acestor substanțe la o temperatură oarecare va fi

$$U_{\alpha y} = \frac{y}{\mu_{comb}} U_{comb} + \alpha a U_{O_2} + 3{,}76\ \alpha a\ U_{N_2} + z\left(bU_{CO_2} + cU_{H_2O} - aU_{O_2} - \frac{1}{\mu_{comb}} U_{comb}\right), \tag{3}$$

unde U_{comb}, U_{O_2}, U_{N_2}, U_{CO_2}, U_{H_2O} sînt energiile interne sensibile pentru un kilomol din substanța respectivă.

Dacă pînă în momentul considerat, s-ar fi introdus în vas întreaga cantitate de combustibil, relațiile (2) și (3) devin

$$m_\alpha = \frac{1}{\mu_{comb}} + 4{,}76\ a\alpha + z\left(b + c - a - \frac{1}{\mu_{comb}}\right), \tag{4}$$

$$U_\alpha = \frac{1}{\mu_{comb}} U_{comb} + \alpha a U_{O_2} + 3{,}76\ \alpha a U_{N_2} + z\left(bU_{CO_2} + cU_{H_2O} - aU_{O_2} - \frac{1}{\mu_{comb}} U_{comb}\right). \tag{5}$$

Dacă înainte de ardere în vas se afla numai cantitatea teoretică de aer necesară pentru arderea completă a unui kilogram de combustibil, relațiile (4) și (5) iau forma

$$m_{\alpha=1} = \frac{1}{\mu_{comb}} + 4{,}76\ a + z\left(b + c - a - \frac{1}{\mu_{comb}}\right), \tag{6}$$

$$U_{\alpha=1} = \frac{1}{\mu_{comb}} U_{comb} + aU_{O_2} + 3{,}76\ aU_{N_2} + z\left(bU_{CO_2} + cU_{H_2O} - aU_{O_2} - \frac{1}{\mu_{comb}} U_{comb}\right). \tag{7}$$

Într-o diagramă energie internă-temperatură, ecuația (7) reprezintă o familie de curbe, avînd ca parametru cantitatea de combustibil arsă z (vezi figura, cadranul I). Pentru a obține energia internă la excesul de aer α, în cazul cînd în vas se află introdusă întreaga cantitate de un kilogram de combustibil, se constată din compararea relațiilor (5) și (7) că la energia internă $U_{\alpha=1}$, trebuie să se adauge energia internă

$$\Delta U_\alpha = a\,(\alpha - 1)\,(U_{O_2} + 3{,}76\ U_{N_2}), \tag{8}$$

care este independentă de cantitatea de combustibil arsă z. Ecuația (8) reprezintă în planul energie internă-temperatură o familie de curbe ce are excesul de aer α ca parametru. Prin trasarea lor în cadranul IV (vezi figura) se obține — față de curbele din cadranul I — energia internă U_α; pentru un exces de aer oarecare, aceeași curbă din cadranul IV servește ca bază pentru măsurarea energiei interne oricare ar fi cantitatea de combustibil arsă, adică față de orice curbă din cadranul I.

De observat că pentru un caz dat, α este o constantă deoarece reprezintă excesul de aer al unei cantități de aer dată, raportată la un kilogram de combustibil.

Pentru a obține energia internă din situația în care pînă în momentul considerat cantitatea de combustibil introdusă în vas este numai y kilograme, se constată din compararea relațiilor (3) și (5) că din energia internă U_α trebuie să se scadă energia internă

$$\Delta U_y = \frac{1}{\mu_{comb}} U_{comb} (1 - y). \tag{9}$$

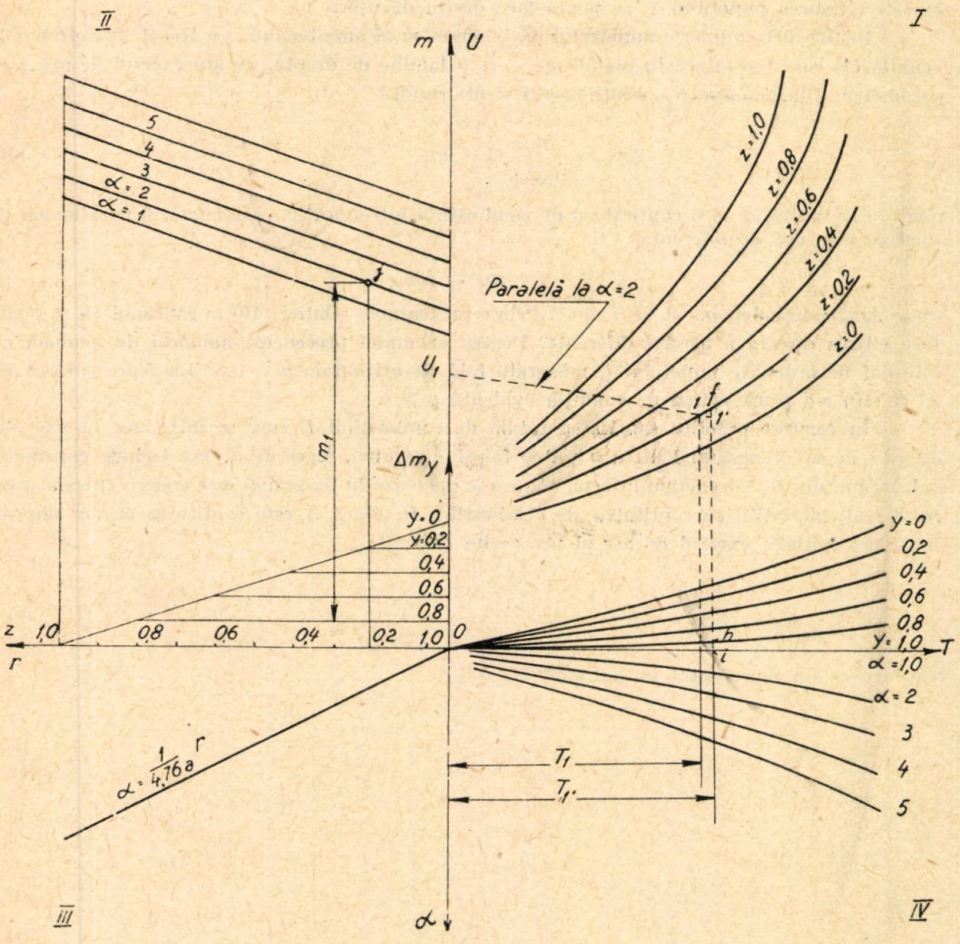


Fig. 1. — Diagramă pentru calculul arderii în regim variabil.

Ecuația (9) reprezintă în planul energie internă-temperatură o familie de curbe care are variabila y ca parametru; ea a fost trasată în primul cadran al diagramei.

Familiile de curbe trasate în cadranele I și IV permit determinarea în orice moment a energiei interne sau a temperaturii amestecului, dacă se cunoaște una din aceste mărimi. De exemplu, pentru un proces de ardere cu $\alpha = 2$, în momentul τ_1, cînd energia internă este U_1, cantitatea de combustibil introdusă în vas este $y_1 = 1$, iar cantitatea de combustibil arsă este $z_1 = 0{,}2$; se fixează pe axa energiei interne punctul corespunzător energiei interne U_1, din

care se duce o paralelă la curba $\alpha = 2$ din cadranul IV pînă ce intersectează în punctul 1 curba $z = 0{,}2$ din cadranul I; pentru acest punct se citește temperatura T_1. Dacă în momentul τ_1 cantitatea de combustibil introdusă în vas ar fi fost $y = 0{,}8$, paralela trebuia prelungită pînă în punctul $1'$, astfel ca să se obțină egalitatea segmentelor $f_1' = hi$, punctul f fiind întotdeauna pe curba $z = 0{,}2$, iar punctul h pe curba $y = 0{,}8$. Deoarece energia internă sensibilă a combustibilului este mică în comparație cu energia internă a celorlalte substanțe din amestec, fixarea punctului $1'$ se poate face destul de ușor.

Pentru determinarea numărului de kilomoli m ai amestecului, s-a trasat în cadranul II ecuația (4) care reprezintă în planul $m_\alpha - z$, o familie de drepte, ce are excesul de aer α ca parametru. Din compararea relațiilor (2) și (4) rezultă

$$\Delta m_y = \frac{1}{\mu_{comb}} (1 - y), \tag{10}$$

relație care arată că la o cantitate y de combustibil introdusă în vas, numărul de kilomoli de amestec este dat de diferența

$$m_\alpha - \Delta m_y$$

unde Δm_y este independent de α sau z. Prin reprezentarea relației (10) în cadranul II, se poate face citirea directă a acestei diferențe. Pentru exemplul precedent, numărul de kilomoli m_1 este dat de ordonata punctului j, măsurată față de orizontala $y = 0{,}8$. La reprezentarea relației (10) s-a ținut seama de condiția evidentă $y \geqslant z$.

În cazurile practice cantitatea totală de combustibil B care se introduce în vas este diferită de un kilogram. Pentru a putea folosi diagrama, legea de ardere trebuie exprimată în fracțiuni din B, iar energia internă cu care se operează în diagramă este energia internă a cazului real, împărțită cu cantitatea de combustibil B. Dacă A este cantitatea de aer din vas în starea inițială, excesul de aer al procesului este

$$\alpha = \frac{\frac{A}{B}}{4{,}76\, a} = \frac{1}{4{,}76\, a} \cdot r,$$

relație care s-a reprezentat în cadranul III.

EMIL MOSONYI, *Water Power Development. Low head Power Plants* (Amenajări hidroenergetice Centrale hidroelectrice cu cădere mică). Publishing House of the Hungarian Academy of Sciences, Budapesta, 1957, vol. I, 908 p.

Cartea prof. Emil Mosonyi, membru corespondent al Academiei de Ştiinţe din R.P. Ungară, tratează despre problemele care stau la baza utilizării raţionale a resurselor hidroenergetice, precum şi cele care se pun la proiectarea diferitelor tipuri de centrale hidroelectrice. Lucrarea, avînd în originalul maghiar titlul *Vizeröhasznositas* (1952—1953) este cuprinsă în două volume, ediţia în limba engleză fiind însă completată şi extinsă. În vara anului 1956 textul maghiar, dezvoltat şi îmbunătăţit ca urmare a observaţiilor primite din partea cititorilor a fost tradus în limba germană sub titlul *Wasserkraftwerke*. Această nouă ediţie a fost îmbogăţită cu numeroase figuri şi fotografii, menţinîndu-se însă în text principiile pedagogice din sistemul de tratare folosit în originalul maghiar.

Volumul I tipărit în limba engleză, în 1957, a fost editat după revizuirea şi întregirea manuscrisului, care a servit la traducerea în limba germană. În plus datele din ediţia în limba engleză au fost aduse la zi prin completarea cu ultimele noutăţi tehnice discutate la Conferinţa Mondială a Energiei de la Viena.

Vastitatea subiectului atacat a făcut pe autor să considere ca insuficiente cele două volume publicate sub titlul de *Water Power Development* şi de aceea, parte din materialul adunat şi clasat a fost rezervat pentru o altă lucrare, de aceleaşi proporţii care urmează să conţină descrierea unor instalaţii hidrotehnice care servesc şi altor scopuri ca de exemplu irigaţii, navigaţie etc.

După cum am amintit, lucrarea *Water Power Development* se împarte în două volume, cel de al doilea volum fiind sub tipar. Volumul I cuprinde două părţi, prima parte fiind intitulată *Principiile utilizării energiei hidraulice* (pag. 17—119), iar partea a doua *Centrale hidroelectrice cu cădere mică* (pag. 119—899).

Volumul II, care cuprinde patru părţi tratează probleme privind centralele hidraulice de mare cădere, centralele hidraulice cu acumulare prin pompaj precum şi consideraţii economice asupra energiei hidraulice. La sfîrşitul volumului II se dă o explicare a terminologiei folosite, dîndu-se echivalentul german al termenilor.

Partea întîia a volumului I cuprinde două secţiuni (A şi B), prima tratînd despre sursele de energie hidraulică, iar a doua despre istoricul şi tipurile de centrale hidroelectrice. Studiind energia potenţială a apelor de suprafaţă, autorul tratează despre problema circuitului apei în natură, considerînd utilizarea energiei hidraulice ca o folosire indirectă a energiei solare. Capitolul mai conţine o serie întreagă de exemple de folosire a potenţialului unui rîu prin amenajarea de cascade hidroenergetice (Rhin, Rhone, Inn, Tennessee etc.). Pe lîngă folosirea energiei rîurilor,

se studiază pe larg posibilitățile de folosire a energiei mărilor și oceanelor, insistîndu-se în deosebi asupra folosirii energiei mareelor. În încheierea secțiunii A se studiază problema duratei de asigurare recomandabile în calculul potențialului hidroenergetic, dîndu-se totodată și valorile resurselor hidroenergetice mondiale. Ca o completare se dau parte din definițiile recomandate pentru a fi folosite în hidroenergetică, definiții adoptate de Conferința Mondială a Energiei.

Secțiunea B tratează despre istoricul dezvoltării hidroenergeticii și despre tipurile de centrale hidroelectrice. După ce face o scurtă prezentare a principalilor oameni de știință care au avut o deosebit de mare contribuție în dezvoltarea hidroenergeticii, autorul enumeră cele mai importante realizări actuale în domeniul centralelor hidroelectrice, trecînd în revistă cele mai mari centrale hidroelectrice construite sau în curs de construcție în lumea întreagă. În privința clasificării centralelor hidroelectrice, considerăm necesar să subliniem că, luînd drept criteriu căderea centralelor (pe lîngă alte criterii indicate de autor), se face o împărțire în trei grupe :

1. Centrale hidroelectrice cu cădere mică :

$$H < 15 \text{ m}$$

2. Centrale hidroelectrice cu cădere medie :

$$H = 15 - 50 \text{ m}$$

3. Centrale hidroelectrice cu cădere mare :

$$H > 50 \text{ m}.$$

Partea a doua a volumului I tratează despre centralele hidroelectrice cu cădere mică și cuprinde cinci secțiuni. Cu partea a doua a volumului se intră în miezul problemei, trecîndu-se la studierea elementelor care stau la baza proiectării centralelor hidroelectrice. Cele cinci secțiuni se ocupă cu calculul puterii instalate, principii tehnico-economice generale privind centralele hidroelectrice cu cădere mică, construcția diferitelor instalații ale canalului de aducțiune, tipurile și elementele centralelor hidroelectrice pe firul apei precum și probleme legate de clădirea centralei, echipament electro-mecanic, calcule statice etc.

Începutul părții a doua studiază energetica centralelor hidraulice cu cădere mică, dînd metode pentru analizarea soluției optime din punct de vedere energetic (amplasamentul centralei, tipul de centrală folosit etc.). În continuare se tratează diferite metode de calcul recomandabile la determinarea puterii instalate, alegerea numărului de unități, determinarea caracteristicilor canalului de aducțiune etc. Studiind diferitele elemente ale canalului de aducțiune, autorul prezintă, alături de datele constructive și o serie de relații folosite în calculul hidraulic (determinarea formei și unghiului de intrare la priză, calculul grătarelor, viteze admisibile, pierderi prin infiltrații etc.).

Trecîndu-se la descrierea tipurilor și a diferitelor elemente ale centralelor fluviale, se prezintă exemple din cele mai cunoscute amenajări din lumea întreagă. În această parte autorul prezintă și rezultatele studiilor pe modele efectuate, sub conducerea sa, în cadrul Institutului de hidraulică din Budapesta. Sînt prezentate rezultate ale încercărilor pe modele efectuate pentru centrala hidroelectrică „Tiszalök" construită în R.P. Ungară ca și încercările pe model făcute pentru un studiu privind o centrală hidroelectrică pe Dunăre. Totodată se dau o serie de fotografii și date privind studiile efectuate la Visegród pentru analizarea scurgerii superficiale a apelor Dunării. Urmărind dispoziția diferitelor elemente ale centralei fluviale, autorul descrie și diferitele tipuri de centrale, printre care amintim pe cele cu dispoziția grupurilor în pile și cele submersibile.

Cea mai importantă și interesantă parte a volumului I rămîne ultima secțiune (E) care tratează despre clădirea centralei (pag. 385—862). Aici se studiază diferitele tipuri de clădiri ale centralei, făcîndu-se o analiză amănunțită a problemelor de hidraulică și acelor constructive

legate de proiectarea diferitelor elemente ale clădirii. O mai mare dezvoltare se dă studiului echipamentului hidromecanic, mai ales turbine, prezentîndu-se ultimele noutăţi teoretice şi realizări practice în această privinţă. Materialul este îmbogăţit cu date privind construcţia turbinelor sovietice precum şi experienţa cîştigată în această direcţie de tehnica maghiară. Analiza echipamentului electric este făcută separat, prezentîndu-se diferite scheme şi aparate folosite în partea electrică a centralelor hidroelectrice. Se insistă mai ales asupra problemelor legate de amplasarea staţiilor electrice şi de determinarea caracteristicilor generatoarelor electrice. Ultima parte tratează despre calculul static al clădiriii centralei, construcţia camerei spirale şi repartiţia armăturii în elementele de rezistenţă ale clădirii centralei. La sfîrşitul volumului se dă un bogat material bibliografic şi o serie de anexe printre care amintim o tabelă cu date privind transformarea unităţilor de măsură englezeşti în unităţi M.K.S.

Exemplificarea celor expuse în text se face printr-un bogat material fotografic şi schiţe (631 figuri plus 6 suplimente cuprinzînd detalii asupra diferitelor calcule constructive la clădirea centralei, dispoziţia armăturilor etc.). Majoritatea fotografiilor sînt făcute de autor şi cuprind imagini, reuşit alese, ale celor mai importante centrale hidroelectrice din lume. Considerăm necesar de amintit că la realizarea acestei lucrări au fost folosite materiale culese de autor în recentele sale călătorii de studii în Austria, Franţa, Elveţia, Norvegia, Suedia, R. Cehoslovacă, U.R.S.S., Alger, Tunis, Brazilia, R.P.R., India, China şi Egipt. Marele număr de exemple numerice care completează materialul teoretic prezentat, arată, că autorul a urmărit ca lucrarea să fie de un real folos inginerilor energeticieni, ajungînd să realizeze o carte care poate fi considerată printre cele mai valoroase în hidroenergetica mondială.

Paul Stegăroiu

A. B. КАВАДЕРОВ, *Тепловая работа пламенных печей* (Funcţionarea termică a cuptoarelor cu flacără). Мтелургиздат, Свердловск, 1956, 367 pag.

În lucrare se expun rezultatele cercetărilor teoretice şi experimentale efectuate pentru evaluarea proceselor termice ce au loc în cuptoarele metalurgice cu flacără. Cartea se adresează cercetătorilor ştiinţifici, cadrelor didactice, proiectanţilor, precum şi inginerilor specialişti în termotehnică metalurgică.

Lucrarea este împărţită în unsprezece capitole.

Capitolul I este intitulat *Radiaţia mediilor semitransparente în cazul unui cîmp neuniform de temperatură.*

Pînă în prezent toate calculele practice, legate de schimbul de căldură prin radiaţie în focare şi cuptoare, se fac în ipoteza că temperatura este uniformă în toate punctele mediului radiant. Ca mărimi principale pentru asemenea calcule servesc de obicei rezultatele experimentărilor la efectuarea cărora s-a acordat o deosebită atenţie creerii unei cît mai uniforme distribuţii a temperaturii pe întreg stratul de mediu transparent. În cuprinsul acestui capitol se expun rezultatele cercetării radiaţiei mediilor semitransparente într-un cîmp de temperatură neuniform, plecînd de la ecuaţiile diferenţiale ale transferului de energie radiantă şi considerînd ca dat cîmpul de temperatură. Această din urmă condiţie simplifică mult problema şi în primele etape de cercetare poate fi justificată prin posibilitatea de a ocoli o serie de dificultăţi ce apar la considerarea concomitentă, a degajării de căldură ce rezultă prin arderea combustibilului şi a factorilor aerodinamici.

Trebuie remarcat faptul că problema radiaţiei în cazul unui cîmp neuniform de temperatură are o importanţă practică deosebită, din cauza existenţei, în general, a unor gradienţi mari de temperatură în masa gazelor radiante din cuptoare şi focare.

În capitolul II intitulat *Căderea medie de temperatură la schimbul de căldură prin radiație*, se analizează expresiile căderii medii de temperatură pentru unele scheme de schimb de căldură. O atenție deosebită se acordă cazurilor în care circulația agentului termic și a materialului este în echicurent sau în contracurent. De asemenea, se precizează influența degajării de căldură în zona schimbului de căldură, asupra valorii căderii medii de temperatură.

În capitolul III intitulat *Caracteristicile proprietăților radiante ale produselor arderii combustibililor gazoși și a păcurii* se dau rezultatele obținute experimental pentru coeficientul vizibil de schimb de căldură prin radiație σ_r și coeficientul efectiv de negreală a_g, în diferite condiții de arderea combustibililor.

Pentru măsurarea cedării de căldură s-a adoptat metoda calorimetrică care spre deosebire de metodele optice, permit să se determine mărimile care precizează în mod efectiv schimbul de căldură. Influența suprafețelor ce absoarbe căldura a fost redusă la limită printr-o răcire intensă a calorimetrelor.

În capitolul IV întitulat *Încălzirea metalului prin radiație*, autorul a ales drept cale de rezolvare a problemelor, metoda „integrării hidrostatice" elaborată de D. V. Budrin. Această metodă prezintă o serie de avantaje, dintre care cel mai important este posibilitatea de a se impune în mod direct condițiile limită ale schimbului de căldură exterior.

Trebuie remarcat că metodele de calcul ale încălzirii metalulului prin radiație analizate în literatura de specialitate detaliat, pînă la apariția lucrării de față erau cunoscute numai pentru următoarele condiții:

a) Soluția analitică a lui B. V. Stark pentru o temperatură constantă a mediului încălzitor și un coeficient de schimb de căldură prin radiație invariabil, materialul care se încălzește neavînd rezistența termică.

b) Soluțiile analitice obținute de către V. N. Timofeev și S. E. Rostovski pentru încălzirea în contracurent sau echicurent, metalul avînd o rezistență termică foarte redusă.

c) Metoda de calcul aproximativă a lui D. V. Budrin pentru cazul încălzirii unei plăci și a unui cilindru, în condițiile unor caracteristici, invariabile ale corpului radiant și la o distribuție inițială uniformă a temperaturii în metalul avînd o rezistență termică medie.

d) Diagramele de calcul ale lui V. N. Sokolov obținute prin metoda aproximațiilor succesive.

Capitolul V se ocupă de influența dispozitivelor de sprijin la încălzirea bilaterală a metalului. Astfel se arată că la cuptoarele mari moderne continue, pierderile de căldură prin apa ce răcește reazemele, sînt de obicei 10—20% din cantitatea totală de căldură consumată sau, în funcție de productivitatea cuptorului, între 20 și 80% din căldura utilă transmisă metalului.

Trebuie remarcat că la cercetările industriale ale cuptoarelor, influența reazemelor răcite s-a evaluat de obicei numai prin pierderile de căldură din bilanț. Nu s-a făcut încercarea de a se lega neuniformitatea de încălzire determinată de regimul de temperatură al cuptorului, sau de a preciza influența construcției și stării dispozitivelor de sprijin. Aceste probleme sînt luate în studiu de autorul lucrării, în capitolul V.

Capitolul V este intitulat *Productivitatea și economicitatea cuptoarelor în funcție de factorii de regim*. Prin mărirea intensității transmiterii căldurii este necesar nu numai să se respecte o serie de condiții tehnologice, dar și să se asigure o economicitate termică ridicată la funcționarea cuptorului. În acest capitol autorul își propune să clarifice influența principalilor factori de regim asupra productivității și economicității funcționării cuptoarelor.

Astfel se studiază detaliat influența regimului de regenerare a căldurii și influența degajării căldurii în zona schimbului de căldură.

În capitolul VII se prezintă rezultatele experimentale obținute prin studiul pe modele, a influenței unor factori de regim și de construcție asupra transmiterii, repartiției și consumului

economic al căldurii. Astfel se precizează influența sarcinii termice și a excesului de aer, influența condițiilor de organizare a arderii combustibilului etc.

În capitolele VIII, IX și X se studiază cuptorul Martin, prezentîndu-se:

— metodele cercetărilor industriale,

— influența condițiilor de regim asupra transmiterii de căldură și asupra randamentului termic,

— dinamica variației caracteristicilor schimbului de căldură și ale regimului termic în cursul elaborării.

Ca metodă pentru determinarea căldurii utile transmise încărcăturii și băii cuptorului Martin, s-a folosit metoda bilanțului termic „invers". O deosebită atenție s-a dat precizării caracteristicilor schimbului de căldură pe suprafața băii și a influenței consumului de combustibil lichid.

Ultimul capitol este intitulat *Bilanțul termic al cuptoarelor metalurgice cu flacără*. Aici se prezintă ecuațiile bilanțului termic pentru zonele în care au loc procesele tehnologice, arderea combustibilului, schimbul de căldură și regenerarea căldurii.

O importanță deosebită se acordă analizei elementelor bilanțului termic.

La sfîrșitul cărții se dă o bibliografie bogată care permite cititorului aprofundarea problemelor prezentate. Stilul concis în care sînt prezentate problemele necesită o lectură atentă.

În concluzie, lucrarea recenzată este de o utilitate deosebită prin rezultatele experimentale pe care le prezintă, metodica de cercetare utilizată și metodele de calcul pe care le propune.

Victor V. Ghia

E. M. Решетников, *Теория и расчет фазочувствительных усилителей выпрямителей* (Teoria și aplicația amplificatoarelor redresoare sensibile la fază). Оборонгиз, Москва, 1956, 92 p.

Monografia de față este prima lucrare sistematică, care tratează despre amplificatoarele sensibile la fază. Într-adevăr, aceste amplificatoare, foarte utilizate în circuitele sistemelor automate, au fost în același timp larg utilizate în automatizările de aviație și ale stațiilor de radiolocație. Probabil, datorită acestui fapt, nu s-au găsit în literatură pînă în prezent studii complete asupra lor. Se prezentau în scheme ale unor instalații de automatizare, se dădeau unele curbe și date experimentale și nimic mai mult. Iată de ce această lucrare este binevenită, cu atît mai mult cu cît în ea se găsesc sintetizate lucrările Institutului de aviație „Serghei Ordjonikigze" din Moscova pentru care acești amplificatori au constituit una din preocupările de bază.

Lucrarea de față tratează numai amplificatorii de curent continuu sensibili la fază, adică acei amplificatori la care se folosește componenta medie a curentului ce trece prin tuburi. Ei sînt studiați, considerîndu-se ca mărime de comandă, nu numai componenta de curent alternativ, ci și o componentă de curent continuu, sau ceea ce se întîmplă des la montajele de sisteme automate, o componentă de frecvență mult mai mică decît cea a rețelei. Lucrarea se împarte în patru capitole:

În primul capitol se tratează problemele generale legate de amplificatorul sensibil la fază. Se face clasificarea în amplificatoare simple și diferențiale, arătîndu-se că cele mai utilizate sînt acestea din urmă.

În cel de al doilea și al treilea capitol se studiază amplificatoarele simple.

Studiul lor se întinde pe aceste două capitole, deoarece deşi sînt mai puţin cerute de montajele constructive, permit totuşi un studiu mai simplu, a cărui concluzie se poate aplica cu valabilitate aproape totală şi amplificatoarelor diferenţiale. Se studiază aceste amplificatoare cu sarcină rezistivă, rezistivă şi inductivă, cu o sarcină rezistentă în paralel pe capacitate şi o sarcină rezistentă serie cu o inductanţă şi totul paralel pe capacitate. Studiul se face atît prin calcul cît şi experimental. El cuprinde multe planşe, atît calculate cît şi oscilografiate.

Capitolul al patrulea tratează despre amplificatoarele diferenţiale pe diferite sarcini. Ele sînt împărţite în amplificatoare de tensiune, de putere (adică amplificatoare care atacă înfăşurările unei ampl'dine) şi amplificatoare cu negativare automată (cu rezistenţă pe catod). Pentru fiecare caz se arată panta echivalentă şi factorul de amplificare echivalent.

În acest manual se epuizează studiul propus. Autorul a depus multă muncă atît pentru calcul cît şi pentru partea experimentală. Curbele ridicate experimental sînt deosebit de concludente şi interesante.

Cu toate acestea manualul nu tratează, deşi nu se spune, decît numai amplificatoarele clasice sensibile la fază cu tuburi electronice. El nu se ocupă de metodele moderne de a produce amplificarea sensibilă la fază, anume cu amplificatoare magnetice şi tranzitori. În afară de aceasta chiar domeniul amplificatoarelor electrice sensibile la fază, nu este epuizat complet. Într-adevăr, nu sînt tratate amplificatoarele de curent alternativ sensibile la fază, amplificatoarele de curent cu tiratroane. Autorul tratează apoi amplificatorul cu comandă numai de tensiune şi nu şi de fază. De asemenea nu sînt tratate condiţiile ce trebuie să îndeplinească amplificatoarele de putere, pentru ca factorul de amplificare în putere şi randamentul, elemente caracteristice acestor tipuri de amplificatoare, să fie cît mai mari. Deşi lucrarea tratează într-un paragraf amplificatoarele cu tetrode şi pentode, ea nu dă domeniile de aplicare ale lor.

Din cele de mai sus, rezultă că amplificatoarele sensibile la fază sînt foarte utilizate în automatică şi fiind de actualitate trebuie studiate cît mai complet. În cadrul Institutului de energetică s-au făcut pînă în prezent o serie de studii teoretice preliminare, urmînd a fi completate cu studii teoretice experimentale mai profunde.

Cu toate acestea, manualul prezent, fiind adus în ţară abia la sfîrşitul anului 1957, reprezintă o lucrare de actualitate, care merită a fi studiată.

D. N. Nestorescu

MAGYAR TUDOMÁNYOS AKADÉMIA KÖNYVTÁRA 1885

S.T.B. 4

Din

STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ

au apărut :

anul I, 1951, 4 n-re (2 n-re duble : nr. 1—2, 5 lei ; nr. 3—4, 4 lei) ;
anul II, 1952 (6 lei) ;
anul III, 1953 (8 lei) ;
anul IV, 1954 (5 lei) ;
anul V, 1955, 4 n-re (2 n-re duble a 5 lei) ;
anul VI, 1956, 4 n-re (nr. 1—2, dublu, 10 lei ; nr. 3 şi 4 a 5 lei) ;
anul VII, 1957, 4 n-re (a 5 lei).
anul VIII, 1958, nr. 1 (6 lei).

Numerele se pot comanda, direct sau prin poştă, prin
LIBRĂRIA ACADEMIEI R.P.R.
Bucureşti, Calea Victoriei nr. 27.

Numerele curente se găsesc de vînzare la orice librărie ştiinţifică din ţară.

Abonamentele se fac la oficiile poştale, prin factorii poştali şi difuzorii voluntari din întreprinderi şi instituţii.

Pentru străinătate, cererile de numere izolate sau de abonamente se fac prin întreprinderea de stat pentru comerţ exterior „Cartimex" I.S.C.E., str. Aristide Briand nr. 14, sau Căsuţa poştală 134—135, Bucureşti.

Lei 6.—

F 923

KAT

ACADEMIA REPUBLICII POPULARE ROMÎNE
INSTITUTUL DE ENERGETICĂ

Institut. de Documentare Tehnică
BUCUREȘTI
OBMEH - C...E
VYME... - WYMIANA
TAUSCH - CMEHA

STUDII ȘI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ

4

ANUL VIII

1958

EDITURA ACADEMIEI REPUBLICII POPULARE ROMÎNE

F923

ACADEMIA REPUBLICII POPULARE ROMÎNE
INSTITUTUL DE ENERGETICĂ

KÖNYVTÁR-ORSZÁGOS-MÚSZAKI
1883

STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ

4

ANUL VIII

1958

EDITURA ACADEMIEI REPUBLICII POPULARE ROMÎNE

COMITETUL DE REDACȚIE

ACADEMICIAN I. S. GHEORGHIU — *redactor responsabil;* ACADEMICIAN C. BUDEANU; M. BERCOVICI, membru corespondent al Academiei R. P. R.; M. MARINESCU, membru corespondent al Academiei R.P.R.; C. DINCULESCU, membru corespondent al Academiei R. P. R.; A. AVRAMESCU, membru corespondent al Academiei R. P. R.; R. RĂDULEȚ, membru corespondent al Academiei R. P. R.; C. APETREI; G. BĂRĂNESCU.

STUDII ȘI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ
APARE DE 4 ORI PE AN

Redacția : BUCUREȘTI. Șos. Vitan nr. 236

ACADEMIA REPUBLICII POPULARE ROMÎNE
INSTITUTUL DE ENERGETICĂ

STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ

Tomul VIII, nr. 4 1958

SUMAR

ENERGETICĂ GENERALĂ

Pag.

MIHAI CONSTANTINESCU, Contribuţie la studiul indicilor calitativi ai resurselor hidroenergetice 489

TERMOENERGETICĂ ŞI TERMOTEHNICĂ

G. BĂRĂNESCU, Asupra interpretării unor mărimi termodinamice 503

FLORIN WESTFRIED, Funcţiile de schimb şi factorii de formă ai sistemelor termice radiante 511

N. ANTONESCU, C. HAIDUC, E. KIMMEL şi L. COSTEA, Asupra caracteristicilor de funcţionare a cazanului Vuia 537

ELECTROENERGETICĂ ŞI ELECTROTEHNICĂ

F. MANEA, Despre utilizarea metodelor tensoriale şi matriciale la studiul reţelelor electrice 555

C. I. MOCANU, Transmisia energiei electromagnetice pe liniile lungi trifazate cu construcţie asimetrică, în regim dezechilibrat 573

C. APETREI şi D. CREŢU, Regimuri de funcţionare nesimetrică a generatoarelor sincrone în cazul sistemelor energetice locale 599

C. V. BĂLĂ, Un regulator automat de tensiune de tip electromagnetic . . . 621

NOTE 635

RECENZII 633

INDEX ALFABETIC 645

EDITURA ACADEMIEI REPUBLICII POPULARE ROMÎNE

ACADÉMIE DE LA RÉPUBLIQUE POPULAIRE ROUMAINE
INSTITUT D'ÉNERGÉTIQUE

ÉTUDES ET RECHERCHES D'ÉNERGÉTIQUE

Tome VIII, n° 4 1958

SOMMAIRE

ÉNERGÉTIQUE GÉNÉRALE

Page

MIHAI CONSTANTINESCU, Contribution à l'étude des indices de qualité des ressources hydro-énergétiques 489

THERMOÉNERGÉTIQUE ET THERMOTECHNIQUE

G. BĂRĂNESCU, De l'interprétation de quelques grandeurs thermodynamiques 503

FLORIN WESTFRIED, Fonctions d'échange et facteurs de forme des systèmes thermiques radiants 511

N. ANTONESCU, C. HAIDUC, E. KIMMEL et L. COSTEA, Des caractéristiques en charge de la chaudière Vuia 537

ÉLECTROÉNERGÉTIQUE ET ÉLECTROTECHNIQUE

F. MANEA, L'application des méthodes tensorielles et matricielles à l'étude des réseaux électriques 555

C. I. MOCANU, Transmission de l'énergie électromagnétique sur les lignes longues triphasées, de construction asymétrique, en régime déséquilibré . . 573

C. APETREI et D. CREŢU, Régimes de fonctionnement non symétrique des générateurs synchrones dans le cas de systèmes énergétiques locaux . . . 599

C. V. BĂLĂ, Un régulateur automatique de tension, du type électromagnétique 621

NOTES 635

COMPTES RENDUS 639

Index alphabétique 645

ÉDITIONS DE L'ACADÉMIE DE LA RÉPUBLIQUE POPULAIRE ROUMAINE

АКАДЕМИЯ РУМЫНСКОЙ НАРОДНОЙ РЕСПУБЛИКИ
ИНСТИТУТ ЭНЕРГЕТИКИ

ТРУДЫ И ИССЛЕДОВАНИЯ ПО ЭНЕРГЕТИКЕ

Том VIII, № 4 1958

СОДЕРЖАНИЕ

ОБЩАЯ ЭНЕРГЕТИКА

Стр.

МИХАЙ КОНСТАНТИНЕСКУ, К вопросу о качественных показателях гидроэнергетических ресурсов 489

ТЕРМОЭНЕРГЕТИКА И ТЕРМОТЕХНИКА

Г. БЭРЭНЕСКУ, О толковании значения некоторых термодинамических величин 503

ФЛОРИН ВЕСТФРИД, Функции обмена и факторы форм излучающих тепловых систем 511

Н. АНТОНЕСКУ, К. ГАЙДУК, Е. КИММЕЛЬ и Л. КОСТЯ, О характеристиках работы котла Вуя 537

ЭЛЕКТРОЭНЕРГЕТИКА И ЭЛЕКТРОТЕХНИКА

Ф. МАНЯ, Применение тензорных и матричных методов к исследованию электрических сетей 555

К. И. МОКАНУ, Передача электромагнитной энергии по длинным трехфазным линиям асимметрической конструкции при неуравновешенном режиме 573

К. АПЕТРЕЙ и Д. КРЕЦУ, Режимы несимметричной работы синхронных генераторов в местных энергетических системах . . 599

К. В. БЫЛЭ, Автоматический регулятор напряжения электромагнитного типа 621

ЗАМЕТКИ 635

РЕЦЕНЗИИ 639

АЛФАВИТНЫЙ УКАЗАТЕЛЬ 645

ИЗДАТЕЛЬСТВО АКАДЕМИИ РУМЫНСКОЙ НАРОДНОЙ РЕСПУБЛИКИ

CONTRIBUȚIE LA STUDIUL INDICILOR CALITATIVI AI RESURSELOR HIDROENERGETICE

DE

MIHAI CONSTANTINESCU

În ultimii ani în cadrul Secției de energetică generală au fost întreprinse studii asupra indicilor cantitativi și calitativi ai resurselor hidroenergetice din R. P. R. Articolul de față completează aceste studii propunînd noi indici hidrologici calitativi, care urmează a fi folosiți la inventarierea potențialului hidroenergetic.

Indicii hidrologici calitativi servesc, pe de o parte, la inventarierea resurselor și, pe de altă parte, la proiectarea și exploatarea uzinelor hidroelectrice, găsindu-se în literatură sub diverse formulări. Astfel: indicele de neregularitate C_r definit de P. M. Dimitrievski arată gradul de regularizare naturală a debitelor în cursul anului [1] și indicele unui volum de apă minim asigurat anual R, introdus de cercetătorii jugoslavi permite evaluarea energiei minime anuale [2] etc.

În lucrare se analizează indicii hidrologici ce se pot obține în mod direct pe baza curbelor de durată ale debitelor zilnice, legătura lor cu cei folosiți în literatura de specialitate, precum și utilitatea lor energetică. Indicii propuși se definesc astfel

σ — volumul deficitar necesar pentru a completa toate debitele zilnice mai mici decît debitul mediu normal pînă la valoarea acestuia (exprimat în moduli din volumul total scurs pe o perioadă îndelungată);

τ — durata deficitară reprezentînd numărul zilelor cu debite deficitare (exprimate în moduli din numărul zilelor din perioada considerată).

Caracterul aproape invariabil al acestor parametrii de la an la an permite evaluarea lor chiar pe perioade relativ scurte de cîțiva ani, ceea ce face posibilă valorificarea lor la un număr mare de stațiuni hidrometrice ce se găsesc în această situație.

Acest lucru permite determinarea parametrilor deficitari strict necesari inventarierii resurselor hidroenergetice pentru un număr mare de cursuri de apă, cu observații de scurtă durată.

1. CURBELE DE DURATĂ ALE DEBITELOR ZILNICE

Studiul cel mai complet asupra regimului hidrologic se face pe baza debitelor zilnice obținute prin prelucrarea datelor directe pe o perioadă cît mai îndelungată.

Analiza regimului hidrologic pentru principalele cursuri de apă din țară au arătat că un interval de 30 de ani, din 1925 pînă în 1955 spre exemplu este suficient pentru determinarea debitelor caracteristice cu o precizie de circa $\pm$ 10%. Perioada indicată este reprezentativă și în ceea ce privește succesiunea perioadelor excendentare (ploioase) și deficitare (secetoase). Debite zilnice pentru perioada de 30 de ani s-au obținut la un număr mic de stațiuni, însă dintre cele mai importante din punct de vedere energetic. În schimb, la un număr mare de stațiuni s-au valorificat debitele zilnice pentru perioade între 5 și 15 ani.

Clasarea debitelor zilnice în ordine descrescătoare conduce la determinarea curbelor de durată. Obișnuit se face curba de durată pentru fiecare an hidrografic (1 octombrie—30 septembrie) în parte. Se recomandă ca intervalele pentru care se face clasarea debitelor să fie aceleași pentru toți anii. Acest lucru permite însumarea duratelor pentru un debit dat pe întreaga perioadă, ceea ce conduce la obținerea unei curbe de durată pentru toată perioada de observații directe.

Pe această curbă reprezentînd clasarea tuturor debitelor zilnice dintr-o perioadă îndelungată se definesc parametrii deficitari. Raportarea debitelor se face în moduli excedentari și deficitari

$$k_e = \frac{Q_e}{Q_m} > 1 \quad \text{și} \quad k_d = \frac{Q_d}{Q_m} < 1.$$

Durata asigurată a unui debit este de asemenea exprimată în raport cu durata totală în zile, adică $T/(T + t)$ sau $t/(T + t)$, unde T este numărul zilelor cu debite excedentare și t numărul zilelor cu debite deficitare.

Pe curba de durată a debitelor zilnice din figura 1, sînt notate următoarele puncte remarcabile:

$G(k_{max})$ — modulul maxim corespunzător celui mai mare debit zilnic din perioada de mai mulți ani,

F $(k = 1)$ — corespunzător debitului mediu normal,

I (k_{50}) — modulul semipermanent, asigurat 50% din perioadă,

H (k_{95}) — modul asigurat 95% din perioadă,

E (k_{max}) — modulul minim corespunzător celui mai mic debit zilnic din perioada de mai mulți ani.

Indicii hidrologici propuși în introducerea lucrării se definesc pe baza curbei de durată totale. Volumul deficitar reprezintă raportul

$$\sigma = \frac{\text{aria } (CEF)}{\text{aria } (ABCD)}. \tag{1}$$

Durata deficitară reprezintă raportul

$$\tau = \frac{FC}{AB} = \frac{t}{T + t}. \tag{2}$$

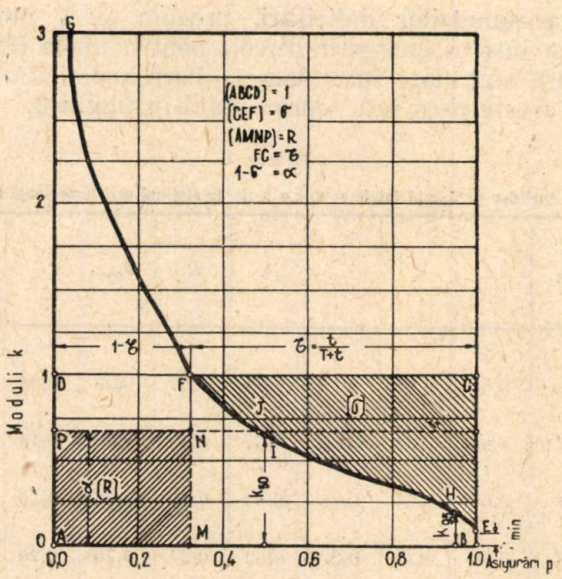


Fig. 1. — Parametrii curbei de durată a debitelor zilnice (Bistriţa — Bicaz)

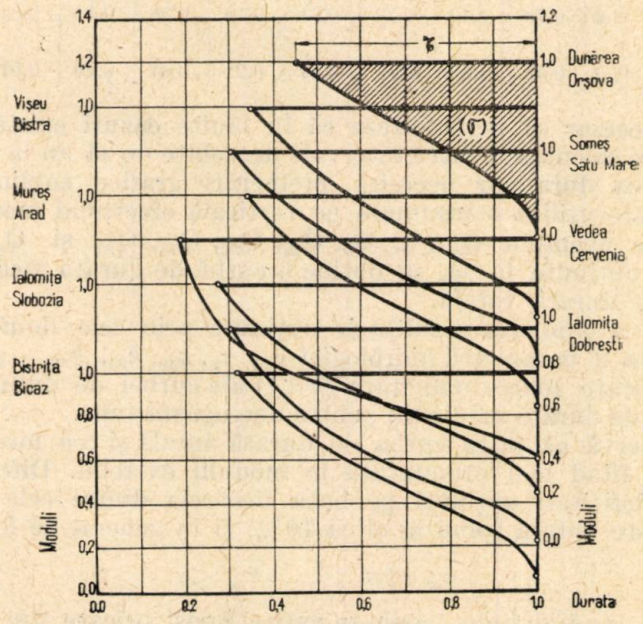


Fig. 2. — Curbele de durată totale şi parametrii deficitari σ şi τ.

Valorile parametrilor deficitari, precum și a modulilor k_{50}, k_{95}, k_{min} prezentînd interes energetic direct, pentru unele rîuri caracteristice din țara noastră sînt date în tabela 1. Partea deficitară a curbelor de durată pentru aceste rîuri este reprezentată în figura 2.

Tabela 1

Indicii curbelor de durată totale pentru o serie de stațiuni mai importante în R.P.R.

Rîul și stațiunea	Q_m	τ	σ	C_r	α	R	k_{50}	k_{95}	k_{min}	C_v	σ 1950—1955
Dunărea Orșova	5 710	0,55	0,18	0,15	0,82	0,37	0,93	0,38	0,22	0,43	0,18
Vișeu Bistra	32,9	0,65	0,33	0,22	0,67	0,23	0,69	0,18	0,06	0,86	0,30
Someș Satu Mare	124	0,69	0,34	0,26	0,64	0,20	0,66	0,20	0,07	0,92	0,37
Mureș Arad	166	0,66	0,31	0,23	0,69	0,24	0,70	0,20	0,06	0,80	0,33
Vedea Cervenia	12,6	0,81	0,54	0,36	0,46	0,09	0,37	0,07	0,01	1,55	0,58
Ialomița Slobozia	39,4	0,73	0,37	0,25	0,63	0,17	0,60	0,16	0,03	0,98	0,40
Ialomița Dobrești	2,9	0,70	0,40	0,32	0,61	0,18	0,58	0,14	0,04	1,08	0,43
Bistrița Bicaz	47,2	0,68	0,33	0,24	0,67	0,21	0,67	0,20	0,07	0,88	0,35

Este necesar să se precizeze că în multe cazuri există curbele de durată anuale calculate pentru intervale deosebite de la an la an. În acest caz însumarea duratelor necesită prelucrări grafice suplimentare. De altfel, se poate utiliza o însumare pe verticală efectuînd media valorilor principale, de exemplu $Q_{max.\,m}$, Q_5, Q_{25}, Q_{50}, Q_{75}, Q_{95} și $Q_{min.\,m}$. Raportînd mediile obținute la Q_m se obține o curbă de durată medie apropiată de curba de durată totală.

Pentru a compara rezultatele obținute prin cele două metode se dau în tabela 2 parametrii hidrologici σ_m, τ_m, k_{50}, k_{95}, $k_{min.m}$ și în figura 3 sînt reprezentate zonele deficitare ($k<1$) ale curbei de durată totală (a) și ale curbei de durată medie (b) pentru aceeași stațiune.

Se observă că între curba de durată totală și cea medie diferența este redusă, fiind mai pronunțată la modulii extremi. Diferența dintre parametrii deficitari obținuți pe baza fiecăreia dintre cele două curbe de durată este redusă (pînă la circa 10%) și în general de forma

$$\sigma_m < \sigma \; ; \qquad \tau_m < \tau.$$

Pentru studiul unui bazin se poate folosi oricare din metode, cu condiția de a fi unică pentru toate bazinele hidrografice.

Tabela 2

Indicii curbelor de durată medii

Rîul şi staţiunea	Q_m	τ_m	σ_m	k_{50}	k_{95}	$k_{\min.\, m}$
Dunărea Orşova	5 710	0,57	0,17	0,95	0,50	0,22
Someş Satu Mare	124	0,65	0,31	0,74	0,25	0,20
Mureş Arad	166	0,63	0,28	0,76	0,27	0,19
Ialomiţa Slobozia	39,4	0,69	0,33	0,68	0,23	0,18
Ialomiţa Dobreşti	47,2	0,68	0,38	0,65	0,20	0,15

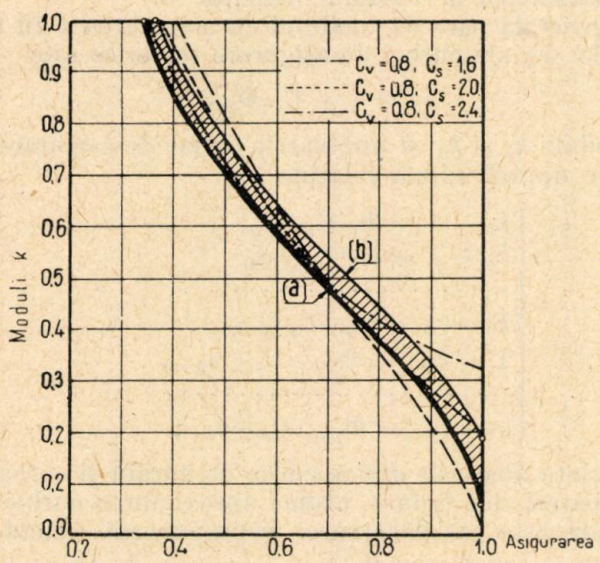


Fig. 3. — Curba de durată totală (*a*), curba de durată medie (*b*) şi diverse curbe de asigurare teoretice (Mureş — Arad).

2. CURBELE DE ASIGURARE TEORETICE

Compararea curbelor de frecvenţă ale debitelor zilnice cu curbele de distribuţie asimetrice din calculul probabilităţilor a condus la ideea aproximării lor cu ajutorul curbei Pearson de tip trei. Integrarea acesteia conduce la curba de asigurare comparabilă cu curba de durată.

Pentru curbele de asigurare teoretice considerate, parametri caracteristici sînt coeficientul de variație C_v și coeficientul de asimetrie C_s

$$C_v = \sqrt{\frac{\Sigma (k-1)^2}{T+t-1}}, \tag{3}$$

$$C_s = \frac{\Sigma(k-1)^3}{(T+t-1)C_v^3}. \tag{4}$$

Se menționează că parametri de mai sus, calculați pe baza debitelor zilnice, nu trebuie confundați cu parametri determinați pe baza debitelor anuale pentru anii din perioada de observații.

Calculul practic al parametrilor C_v și C_s, cu relațiile de mai sus este foarte laborios, iar curbele obținute nu se suprapun întotdeauna în mod satisfăcător cu curba de durată.

În cele ce urmează se propune o metodă expeditivă de calcul aproximativ a coeficientului de variație C_v, care arată de altfel și legătura dintre acest parametru și volumul deficitar σ.

Relația generală care dă modulul cu asigurarea p în funcție de C_v și de ordonatele Φ_p ale curbei de asigurare teoretice este

$$k_p = 1 + C_v \cdot \Phi_p . \tag{5}$$

Între modulii k_e și k_d și ordonatele curbei de asigurare care ar aproxima curba de durată există relațiile

$$\begin{cases} k_1 - 1 = \Phi_1 \cdot C_v \pm \varepsilon_1, \\ k_2 - 1 = \Phi_2 \cdot C_v \pm \varepsilon_2, \\ \cdots\cdots\cdots\cdots\cdots \\ k_T - 1 = \Phi_T \cdot C_v \pm \varepsilon_r \\ 1 - k_{T+1} = \Phi_{T+1} \cdot C_v \pm \varepsilon_{T+1}, \\ \cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots \\ 1 - k_{T+t} = \Phi_{T+t} \cdot C_v + \varepsilon_{T+t}, \end{cases} \tag{6}$$

în care ε reprezintă abaterile dintre curba de durată și curba de asigurare. Dacă aceste abateri sînt reduse, atunci aproximarea curbei de durată cu cea de asigurare este satisfăcătoare. Suprapunerea exactă se realizează dacă $\varepsilon_1 = \varepsilon_2 = \ldots = \varepsilon_{T+t} = 0$.

Neglijînd abaterile și însumînd relațiile (6) se obține

$$\Sigma k_e - T + t - \Sigma k_d = (\Sigma \Phi_e + \Sigma \Phi_d) C_v. \tag{7}$$

Sumele $\Sigma \Phi_e$ și $\Sigma \Phi_d$ reprezintă suprafețele cuprinse între curba de asigurare și dreapta $k = 1$. Aceste suprafețe sînt matematic egale între ele iar valoarea lor este aproape constantă (cînd asigurarea se ia în moduli). O influență redusă o are coeficientul de asimetrie și prin planimetrarea suprafețelor respective s-a obținut relația

$$\frac{1}{\Sigma \Phi_e} = \frac{1}{\Sigma \Phi_d} = 2{,}50 + 0{,}06\, C_s^2 . \tag{8}$$

Introducînd această expresie în (7) și ținînd seama că sînt $T + t$ debite zilnice, rezultă relația

$$C_v=(1{,}25+0{,}03\,C_s^2)\left(\frac{\Sigma k_e-\Sigma k_d}{T+t}+\frac{t-T}{t+T}\right). \tag{9}$$

Compararea mai multor curbe de asigurare cu cele de durată au arătat că cea mai bună suprapunere se obține pentru cazul în care se ia aproximativ

$$C_s = 2{,}5\,C_v. \tag{10}$$

Cu aproximația (10) formula (9) permite calculul rapid al coeficientului de variație pentru șirul debitelor zilnice sub forma finală

$$C_v=(1{,}25+0{,}2\,C_v^2)\left(\frac{\Sigma Q_e-\Sigma Q_d}{\Sigma Q_e+\Sigma Q_d}+\frac{t-T}{t+T}\right). \tag{11}$$

Trebuie însumate cele T debite excedentare Q_e și cele t debite deficitare Q_d, înlocuite în formula (11) și calculat C_v în primă aproximație fără să se țină seama de termenul $0{,}2\,C_v^2$ apoi valoarea obținută se mărește prin tatonări pînă egalează membrul al doilea în care se include acum și termenul $0{,}2\,C_v^2$.

Legătura cu volumul deficitar σ se obține observînd că prin analogie, valoarea sa reprezintă sau suprafața dintre $k = 1$ și partea deficitară a curbei de durată sau suprafața dintre $k = 1$ și partea excedentară a curbei de durată

$$\sigma=\frac{\Sigma k_e-T}{T+t}=\frac{t-\Sigma k_d}{T+t}. \tag{12}$$

Înlocuind această expresie în (9) sau (11) se obține relația între coeficientul de variație și volumul deficitar

$$\begin{aligned} C_v &= (2{,}50+0{,}4C_v^2)\,\sigma, \\ C_v &= 2{,}5\,\sigma\,(1+\sigma^2). \end{aligned} \tag{13}$$

Relația (12) este importantă din punct de vedere practic deoarece arată o metodă de calcul aritmetic a volumului deficitar σ, de exemplu

$$\sigma=\frac{\Sigma Q_e-T\cdot Q_m}{(T+t)Q_m}. \tag{14}$$

În figura 3 se arată pe lîngă curba de durată totală (a), curba de durată medie (b) și trei curbe de asigurare avînd $C_v = 0{,}8$ și $C_s = 1{,}6$; $C_s = 2{,}0$ și $C_s = 2{,}4$, dintre care cea mijlocie se suprapune în condiții mai bune.

În general, folosirea curbelor de asigurare pentru debitele zilnice este laborioasă, mai ales sub forma matematică directă. În afară de aceasta

aplatizarea curbelor de asigurare pentru valori mari ale lui C_s în zona deficitară deformează tocmai modulii interesanți din punct de vedere energetic.

3. RELAȚIILE DINTRE INDICII HIDROLOGICI CALITATIVI

Indicele de neregularitate [1] al debitelor în cursul unui an C_r reprezintă raportul dintre volumul lacului de acumulare necesar pentru a asigura o regularizare completă a debitului mediu anual și volumul total scurs pe rîu

$$C_r = \frac{V_r}{W}. \tag{15}$$

Calculul coeficientului C_r se face pentru toți anii cu observații directe și apoi se calculează o valoare medie pe mai mulți ani care se notează cu C_{rm}. El exprimă totalitatea factorilor care condiționează neregularitatea debitelor.

V. A. Baranov a arătat că există o corelație strînsă între indicele C_r și coeficientul de variație C_v. Deoarece C_r are o variație mică în timp, valoarea sa probabilă poate fi calculată pe o serie relativ scurtă de observații și odată cunoscut C_r se poate evalua C_v prin intermediul corelației lor.

Pentru teritoriul U.R.S.S. s-a trasat harta izoliniilor pentru C_r indicînd repartiția regularizării naturale a debitelor: cifrele mici (0,20—0,30) indică o regularizare bună iar cifrele mari (0,60—0,70) o regularizare slabă. Se înțelege că o asemenea hartă se poate întocmi pentru cursurile de apă care nu traversează lacuri artificiale sau naturale.

C_r are importanță pentru studiul calitativ al resurselor hidroenergetice și pentru alegerea zonei optime de amplasare a lacurilor de acumulare necesare regularizării sezoniere sau anuale complete.

În tabela 1 sînt înscrise valorile lui C_r pentru cele 8 stațiuni considerate, obținute ca medii pe 30 de ani.

Pentru a studia legătura între parametri σ și C_r se arată în figura 4 curba de regim și de durată (în moduli) pentru un an hidrologic avînd un maxim absolut (din ploi) și unul relativ (din topirea zăpezilor), un minim absolut (de secetă) și unul relativ (de îngheț).

Se observă că din cauza compensărilor ce se pot efectua în cursul unui an, cînd există alternanțe de maxime și minime se obține inegalitatea

$$C_r \leqslant \sigma. \tag{16}$$

Inegalitatea de mai sus arată că

— pentru proiectarea și exploatarea lacurilor de acumulare trebuie luat în considerare C_r care exprimă calitativ atît necesitățile de regularizare, cît și cronologia debitelor;

— pentru studiul resurselor hidroenergetice, în faza inventarierii potențialelor energetice fără acumulări, trebuie luat în considerare σ care exprimă întreaga energie pierdută sub debitul mediu normal.

În figura 5 s-a reprezentat relația aproximativă dintre indicele de neregularitate C_r și volumul deficitar σ pentru cele 8 rîuri studiate.

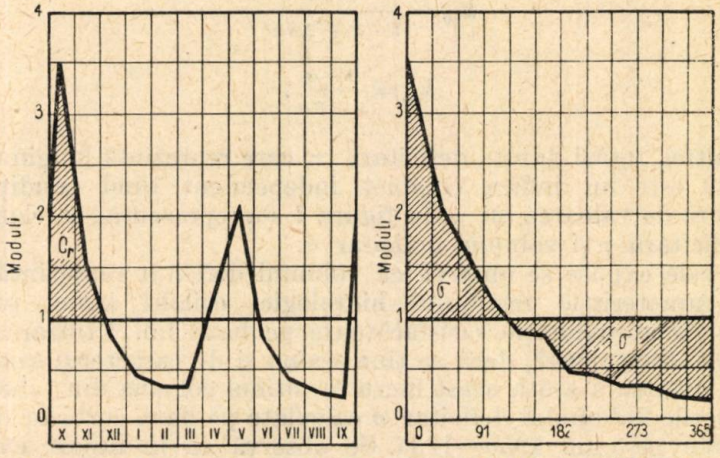


Fig. 4. — Calculul comparativ al parametrilor $C_r < \sigma$ (Ialomița-Dobrești 1944—45 $\sigma = 1{,}22\ C_r$)

Cercetătorii jugoslavi [2] au introdus în calculele hidroenergetice parametrul α, definit pe figura 1 prin raportul

$$\alpha = \frac{\text{aria } (ABEFD)}{AB} \qquad (17)$$

și parametrul mixt

$$R = t_p \cdot \alpha = \frac{DF}{AB}\ \alpha. \qquad (18)$$

Ținînd seama de relațiile geometrice ce apar pe figură se constată că acești parametri pot fi exprimați în funcție de parametri deficitari prin relațiile

$$\alpha = 1 - \sigma, \qquad (19)$$

$$R = (1 - \sigma)(1 - \tau). \qquad (20)$$

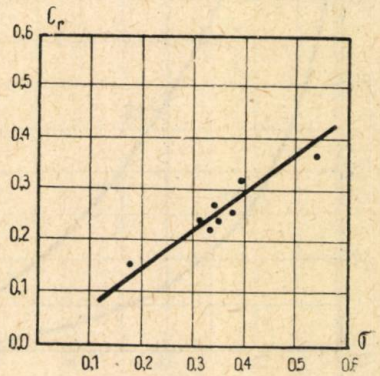


Fig. 5. — Relația între indicele C_r și volumul deficitar σ.

Astfel, s-au putut calcula în tabela 1 valorile parametrului mixt R care permite evaluarea energiei minime anuale reprezentate în figura 1 prin aria $(AMNP)$.

Modulii k_{50} și k_{95} prezintă importanță hidroenergetică deosebită, deoarece conform normelor internaționale, pe baza lor se calculează potențialul mediu și potențialul minim. Deoarece acești moduli sînt ordonatele curbei de durată s-a studiat legătura lor cu indicele deficitar σ,

definit tocmai pe baza curbei de durată. Pe baza reprezentării din figura 6 se obțin relațiile aproximative dintre k_{50}, k_{95} și volumul deficitar

$$k_{50} = \frac{1-\sigma}{1-\sigma+2{,}8\sigma^2}, \tag{21}$$

$$k_{95} = \frac{1-\sigma}{1+8\sigma}. \tag{22}$$

De altfel, însăși durata deficitară τ, care reprezintă lungimea suprafeței σ nu este un indice complet independent fiind condiționat în mare măsură de valoarea lui σ. În figura 7 s-a reprezentat corelația dintre durata deficitară τ și volumul deficitar σ.

Din cele expuse se observă că volumul deficitar reprezintă indicele calitativ caracteristic regimului hidrologic, ceilalți indici putîndu-se determina cu aproximație satisfăcătoare pe baza lui. Utilizarea sa este deosebit de avantajoasă, dacă se ține seama și de caracterul său aproape invariabil. Pentru a arăta acest lucru în ultima coloană din tabela 1 s-au înscris valorile volumului deficitar σ calculate pe baza curbelor de durată totale numai pe 5 ani 1950—1955. Se observă că în raport cu valorile lui σ calculate pe 30 de ani (1925—1955) abaterile merg pînă la circa 10%.

Cum un număr mare de stațiuni au observații directe mai ales în perioada din 1950 pînă în prezent, rezultă că volumul deficitar poate fi

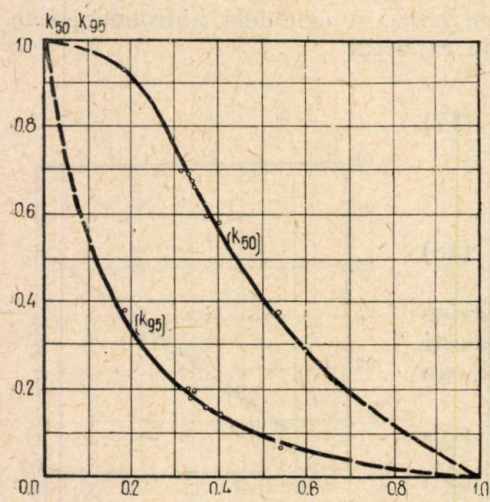


Fig. 6. — Relațiile între modulii caracteristici k_{50} și k_{95} și volumul deficitar σ.

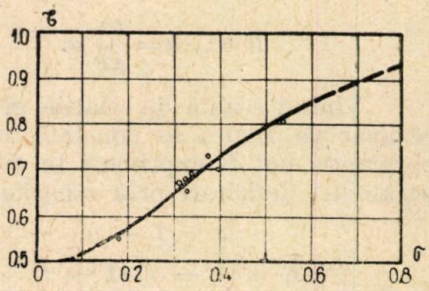


Fig. 7. — Relația între timpul deficitar τ și volumul deficitar σ.

determinat pentru multe cursuri de apă iar valorile obținute pot fi cartate pe teritoriul țării.

După raportarea datelor va fi posibilă stabilirea factorilor genetici determinanți pentru acest indice. Stabilirea unei formule de calcul a volumului deficitar σ în funcție de altitudine, precipitație, temperatură, vege-

taţie etc. se va face ulterior după calcularea lui pentru un număr mare de rîuri.

În ori ce caz, trebuie păstrată unicitatea metodei, adică se va lucra fie cu curba de durată totală, fie cu curba de durată medie şi recomandabil pentru aceeaşi durată (de exemplu pe 5 ani). Dacă se va lucra cu curba de durată medie pe un număr i de ani atunci

$$\sigma_m = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \ldots + \sigma_i}{i}. \tag{23}$$

Dacă totuşi va trebui ca pe baza curbelor de durată anuale să se determine volumul deficitar al curbei de durată totală, atunci se va folosi relaţia

$$\sigma = \frac{Q_1\sigma_1 + Q_2\sigma_2 + \ldots + Q_i\sigma_i}{Q_1 + Q_2 + \ldots + Q_i}. \tag{24}$$

4. PARAMETRII REGIMULUI HIDROLOGIC PE TERITORIUL R.P.R.

Teritoriul R.P.R. nu prezintă o diversitate mare a regimului hidrologic, principalele bazine putînd fi împărţite în cel mult trei subzone corespunzătoare condiţiilor geografice şi climatice. Astfel, rîurile din zona muntoasă definesc regimul subzonei carpatine, cele din podişul cuprins în inelul Carpaţilor şi din zona subcarpatică definesc regimul subzonei de podiş şi dealuri iar cele din cîmpiile din sud-est definesc regimul subzonei de stepă şi cîmpie.

Bazinele din interiorul Carpaţilor se găsesc sub influenţa maselor de aer oceanice mai calde şi mai bogate în precipitaţii iar cele din exterior sub influenţa maselor de aer mai reci şi mai uscate puse în mişcare de cicloanele mediteraniene şi anticicloanele arctice.

Debitele specifice sînt mai mari în bazinele din interiorul Carpaţilor decît cele de la exterior. Pentru zona exterioară se semnalează de asemenea o descreştere a debitelor specifice de la est către vest. Volumul deficitar σ are valori mai mici în interiorul Carpaţilor (0,25—0,45) faţă de cele din exterior (0,30—0,60). În funcţie de relief pentru bazinele de munte σ poate avea valori ridicate (0,30—0,50) şi pe măsură ce apare aportul diverşilor afluenţi din regiunea de deal el se micşorează. Trebuie făcută o menţiune pentru bazinele cuprinse numai în zona de cîmpie (de exemplu Vedea) pentru care valorile lui σ sînt de asemenea mari (0,45—0,60) arătînd un deficit mare al debitelor şi o slabă regularizare anuală.

5. CONCLUZII

Avantajele întrebuinţării volumului deficitar pot fi rezumate astfel:

— Definiţia sa are la bază curba de durată a debitelor zilnice şi poate fi uşor determinat pe baza acestor curbe.

— Fiind parametrul cel mai invariabil poate fi determinat pe şiruri de observaţii mai scurte între 5 şi 10 ani, după cum valoarea sa este mai mică sau mai mare.

— Nu necesită calcule energetice suplimentare, cum este cazul indicelui de neregularitate C_r. Aceasta urmează a fi folosit la proiectarea şi exploatarea lacurilor de acumulare.

— Pentru studiul resurselor hidroenergetice fără acumulări, σ permite calculul direct al energiilor caracteristice. Astfel energia asigurată în cazul instalării debitului mediu Q_m şi a unui timp de utilizare de 24 ore/zi se obţine

$$E_{asig} = 9{,}81 \times 8760\ (1 - \sigma)\, Q_m \cdot H. \tag{25}$$

— Pe baza volumului deficitar σ se pot calcula cu aproximaţie satisfăcătoare energia medie corespunzătoare debitului cu asigurare de 50% şi energia minimă corespunzătoare debitului cu asigurare de 95%, ţinînd seama de relaţiile (21) şi (22)

$$E_{50} = 9{,}81 \times 8760 \frac{1-\sigma}{1-\sigma+2{,}8\sigma^2}\, Q_m \cdot H, \tag{26}$$

$$E_{95} = 9{,}81 \times 8760 \frac{1-\sigma}{1+8\sigma}\, Q_m \cdot H. \tag{27}$$

— În cazul supraechipării uzinelor hidroelectrice cu $Q_{inst} > Q_m$ şi al uzinelor de vîrf, avînd un timp de utilizare $t_u < 24$ ore, cu compensare numai zilnică, studiul energiei asigurate se poate face prin intermediul modulului util

$$k_{util} = \frac{Q_{inst}}{Q_m} \cdot \frac{t_u}{24}, \tag{28}$$

care poate fi mai mare sau mai mic decît unitatea. Pentru acest modul k_{util} se defineşte prin analogie un volum deficitar σ_{inst} iar energia asigurată se calculează cu relaţia (25) în care însă se înlocuieşte σ prin σ_{inst}.

Datorită faptului că în lucrarea de faţă s-au analizat numai cîteva staţiuni caracteristice din ţară şi pe această bază s-au făcut propunerile respective, urmează ca acestea să fie verificate pe un număr mare de staţiuni şi bazine hidrografice şi pe întreg teritoriul ţării.

Rezultatele acestor studii — de durată mai mare — vor fi expuse în lucrări ulterioare.

К ВОПРОСУ О КАЧЕСТВЕННЫХ ПОКАЗАТЕЛЯХ ГИДРОЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ РЕСУРСОВ

КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ

Целью настоящей работы является исследование гидрологических параметров, могущих быть полученными при прямом анализе кривых продолжительности ежедневного протекания общего дебита вод, опре-

деление связи их с другими известными в литературе параметрами и указание пользы применения их в энергетике.

Дефицитный объем представляет собой количество воды, необходимое для пополнения всех ежедневных дебитов воды, меньших чем средний нормальный дебит Q_m, до объема этого последнего (в модулях общего объема, протекшего за продолжительный период).

Определяется связь Q_m с коэффициентом изменений C_v кривых теоретического обеспечения и указывается метод быстрого расчета C_v. Показывается также отношение между дефицитным объемом σ и показателем регулярности C_r, определенным П. М. Димитриевским.

Анализируется из года в год почти неизменный характер дефицитного объема и указывается способ его определения для станций с кратковременными наблюдениями, не превышающими 5—10 лет.

Указывается связь между модулями K_{50} и K_{95}, необходимыми для расчета средней и минимальной энергии и определения их в зависимости от основного параметра.

Для доказательства на примере приведенных соображений указываются значения гидрографических параметров для 8 характерных рек РНР.

ОБЪЯСНЕНИЕ РИСУНКОВ

Рис. 1. — Параметры кривой продолжительности ежедневного протекания общего дебита воды (Бистрица—Биказ).

Рис. 2. — Кривые общей продолжительности и дефицитные параметры σ и τ.

Рис. 3. — Кривая общей продолжительности (a), кривая средней продолжительности (b) и различные кривые теоретического обеспечивания (Муреш—Арад).

Рис. 4. — Сравнительный расчет параметров $C_r < \sigma$ (Яломица—Добрешти 1944—45 гг.: $\sigma = 1.22\ C_r$).

Рис. 5. — Соотношение между показателем C_r и дефицитным объемом.

Рис. 6. — Соотношения между характерными модулями K_{50} и K_{95} и дефицитным объемом.

Рис. 7. — Соотношение между дефицитными временем τ и объемом σ.

CONTRIBUTION À L'ÉTUDE DES INDICES DE QUALITÉ DES RESSOURCES HYDRO-ÉNERGÉTIQUES

RÉSUMÉ

Le but de ce travail est d'analyser les paramètres hydrologiques que l'on peut obtenir à l'examen direct des courbes de durée des débits quotidiens, de déterminer leurs relations avec d'autres paramètres — connus dans la littérature — et d'en indiquer l'utilité énergétique.

Le volume déficitaire représente la quantité d'eau nécessaire pour compléter tous les débits quotidiens inférieurs au débit normal moyen Q_m jusqu'à valeur de ce dernier (en modules du volume total écoulé pendant une période de longue durée).

On détermine la relation entre Q_m et le coefficient de variation C_v des courbes théoriques d'assurance et l'on présente une méthode expéditive pour le calcul de C_v En outre, on indique le rapport entre le volume déficitaire σ et l'indice de régularité C_r, défini par P. M. Dimitrievski.

On analyse le caractère, presque invariable d'une année à l'autre, du volume déficitaire, et on indique la manière de le déterminer, dans le cas des stations à observations de courte durée — de 5 et 10 ans.

On met en évidence la relation entre les modules k_{50} et k_{95}, nécessaires au calcul des énergies moyenne et minimum, ainsi que la manière de les déterminer en fonction du paramètre de base.

A l'appui des hypothèses émises, on présente les valeurs des paramètres hydrographiques de 8 rivières caractéristiques du territoire de la République Populaire Roumaine.

EXPLICATION DES FIGURES

Fig. 1. — Paramètres de la courbe de durée des débits quotidiens (Bistriţa — Bicaz).
Fig. 2. — Courbes de durée totales et paramètres déficitaires σ et τ.
Fig. 3. — Courbe de durée totale (*a*), courbe de durée moyenne (*b*) et diverses courbes théoriques d'assurance (Mureş-Arad).
Fig. 4. — Calcul comparatif des paramètres $C_r < \sigma$ (Ialomiţa — Dobreşti, 1944 — 1945 : $\sigma = 1{,}22\, C_r$).
Fig. 5. — Relation entre l'indice C_r et le volume déficitaire.
Fig. 6. — Relations entre les modules caractéristiques k_{50} et k_{95} et le volume déficitaire.
Fig. 7. — Relation entre le temps déficitaire τ et le volume déficitaire σ.

BIBLIOGRAFIE

1. *** *Comission économique pour l'Europe. Comité de l'Energie Electrique, EP(WP2).* Document de travail No. 5. *Réparation territoriale de l'irrégularité pendant l'année du débit des cours d'eau en U.R.S.S.* (Note de la délégation de l'U.R.S.S.), 1957.
2. *** *Yugoslav National Committee of the World Power Conference-Power Resources of Yugoslavia.* Beograd, 1956.
3. M. PODANI, *Metodologia întocmirii cadastrului hidroenergetic pe teritoriul R.P.R.* Studii şi cercetări de energetică, **VI**, *1—2* (1956).
4. M. PODANI, *Indicii calitativi ai resurselor hidroenergetice potenţiale de pe teritoriul R.P.R.* Studii şi cercetări de energetică, **VII**, *3* (1957).
5. OTTO STRECK, *Wasserwirtschaft und Gewässerkunde.* Springer Verlag, Berlin, 1953.
6. А. В. Огиевский *Гидрология суши.* Москва, 1951.
7. М. А. Великанов *Гидрология суши.* Ленинград, 1951.
8. DORIN PAVEL, *Hidroenergetica generală.* Ed. tehnică, Bucureşti, 1951.
9. D. PAVEL, *Plan général d'aménagement des forces hydrauliques en Roumanie.* I.R.E., Bucureşti, 1933.
10. ST. STOENESCU, *Clima R.P.R., curs de geografie fizică R.P.R.* Bucureşti, 1956.
11. M. CONSTANTINESCU, M. GOLDSTEIN, V. HARAM, S. SOLOMON, *Hidrologia.* Ed. tehnică, Bucureşti, 1956.
12. M. CONSTANTINESCU, O. TRITEANU, *Statistica matematică în problemele hidrologice.* Energetica şi hidrotehnica, *3* (1955).

ASUPRA INTERPRETĂRII UNOR MĂRIMI TERMODINAMICE

DE

G. BĂRĂNESCU

Există unele mărimi termodinamice care sînt interpretate şi evaluate în diverse moduri.

Dintre acestea face parte şi energia internă. Principial, energia internă se defineşte fără echivoc ; ea este energia totală conţinută de un sistem sub toate formele posibile. Din punct de vedere practic nu interesează valoarea totală a energiei interne, ci numai acea parte care poate fi variată în procesele termodinamice. Datorită acestui fapt, se poate considera că energia internă totală a unui sistem termodinamic este suma tuturor formelor de energie conţinute de sistem, care pot fi variate în cursul procesului studiat.

O astfel de definiţie nu introduce nici o aproximaţie ; ea prezintă avantajul simplificării calculelor, deoarece se neglijează o constantă, care se elimină la evaluarea variaţiilor de energie.

De exemplu, cînd compoziţia chimică a substanţelor care formează sistemul nu se schimbă, energia internă este numai acea parte care corespunde agitaţiei moleculare ; această energie este numită sensibilă deoarece variaţia ei antrenează în general o modificare a temperaturii. Dacă au loc şi variaţii chimice, energia internă totală a sistemului trebuie considerată ca suma dintre energia internă sensibilă şi energia chimică.

Pentru evaluarea schimburilor de energie nu este necesar să se separe diversele forme de energie internă. Dacă însă se urmăreşte precizarea unor mărimi de stare ale sistemului, această separare este indispensabilă. Astfel, pentru determinarea temperaturii unui sistem aflat într-o stare la care s-a ajuns în urma unei succesiuni de evoluţii în care s-au produs şi variaţii chimice, nu este suficient să se cunoască energia internă totală a sistemului, ci şi repartiţia acestei energii, întrucît energia chimică nu contribuie la determinarea temperaturii sistemului.

Separarea celor două forme de energie se face simplu, deoarece energia chimică depinde numai de compoziţia din starea respectivă a substanţelor care formează sistemul. Cunoscînd pentru starea considerată energia chi-

mică E_0 și energia internă totală U (care este determinată de evoluțiile prin care s-a ajuns la starea respectivă) rezultă energia internă sensibilă U_s din relația de definiție

$$U = U_s + E_0. \tag{1}$$

O astfel de separare se întîlnește și în alte domenii ale tehnicii. De exemplu, la o mașină termică cu funcționare periodică, energia cinetică a pieselor în mișcare este condiționată de schimburile de energie cu exteriorul, în speță de energia corespunzătoare procesului termic al mașinii și de energia „consumată" de utilizare. Să presupunem că schimburile de energie cu exteriorul se realizează astfel ca energia cinetică a mașinii să rămînă constantă. Datorită legilor de mișcare diferite ale pieselor mașinii, deși energia cinetică a ansamblului este constantă, repartiția ei pe diversele piese se schimbă necontenit, ceea ce înseamnă că viteza pieselor va fi variabilă. Pentru a cerceta mișcarea fiecărei piese, este indispensabil să se stabilească repartiția energiei cinetice totale pe diversele piese ale mașinii.

La fel în termodinamică, pentru un sistem format din substanțe capabile să reacționeze chimic, închise într-un vas de volum invariabil și izolat termic de mediul exterior, energia internă totală este constantă. În timpul reacției chimice, energia chimică este transformată treptat în căldură, care este preluată de substanțele formate. Pentru a preciza, de exemplu, temperatura și presiunea în diverse momente, trebuie să se cunoască repartiția energiei interne totale între energie internă sensibilă și energie chimică.

Separarea celor două forme de energie nu este formală; ea exprimă o realitate fizică și este indispensabilă pentru precizarea stării sistemului.

Fiecare din aceste două forme de energie are o origine în raport cu care trebuie evaluată. Energia chimică — după cum se știe — este căldura de reacție la temperatura zero absolut. Pentru energia internă sensibilă, care este energia de agitație moleculară, originea este starea în care agitația moleculară încetează, adică tot temperatura zero absolut.

Nu întotdeauna se dispune de date în raport cu această origine naturală a celor două forme de energie. Se pune deci problema definirii energiei interne față de o origine aleasă convențional, astfel ca rezultatele calculelor să fie aceleași ca în cazul folosirii energiei interne evaluată față de originea naturală zero absolut.

Pentru energia internă sensibilă cel mai simplu este să i se atribuie valoarea zero în originea convențională. În acest caz definiția energiei interne sensibile într-o stare oarecare este: energia cheltuită din exterior pentru a realiza starea respectivă plecînd de la originea aleasă, fără ca sistemul să încerce variații chimice și fără alte schimburi energetice cu mediul exterior. Însemnînd cu $U_s^{(o)}$ energia internă sensibilă pe care o au substanțele în realitate în starea aleasă ca origine, legătura între energia internă sensibilă U_s față de originea zero absolut este

$$U_s = U_s^{\star} + U_s^{(o)}. \tag{2}$$

În procesele care au loc fără variații chimice, folosirea energiei interne sensibile convenționale U_s^* în locul energiei interne sensibile reale U_s nu introduce nici o eroare, deoarece la evaluarea variațiilor de energie constanta $U_s^{(o)}$ se elimină.

În cazul cînd au loc variații chimice, pentru a găsi expresia energiei interne totale convenționale, trebuie considerat un proces, care va fi exprimat mai întîi cu ajutorul energiei interne față de originea zero absolut; înlocuind în ecuația respectivă energia internă sensibilă conform condiției (2), va rezulta o relație care exprimă același proces, însă numai cu mărimi evaluate față de originea convențională.

Cel mai simplu este să se considere un proces în care se produce numai o schimbare a repartiției energiei interne totale și anume o reacție care are loc fără schimburi energetice cu mediul exterior. În acest caz stările inițială și finală sînt legate prin condiția

$$U_1 = U_2. \tag{3}$$

Dacă se presupune că reacția decurge complet, condiția precedentă ia forma

$$U_1 = U_{s_2}, \tag{4}$$

și avînd în vedere relația (1), se obține

$$U_{s_1} + E_0 = U_{s_2}. \tag{5}$$

Prin înlocuirea energiilor interne sensibile conform relației (2), se obține

$$U_{s_1}^* + U_{s_1}^{(o)} + E_0 = U_{s_2}^* + U_{s_2}^{(o)}. \tag{6}$$

Însă, conform definiției căldurii de reacție, expresia

$$Q_v^{(o)} = E_0 + U_{s_1}^{(o)} - U_{s_2}^{(o)}, \tag{7}$$

reprezintă căldura de reacție la volum constant în condițiile originii; din (6) și (7) se obține

$$U_{s_1}^* + Q_v^{(o)} = U_{s_2}^*. \tag{8}$$

Prin compararea relațiilor (4) și (8) rezultă că energia internă totală față de o origine convențională este suma dintre energia internă sensibilă în raport cu această origine și căldura de reacție la volum constant în condițiile originii

$$U^* = U_s^* + Q_v^{(o)}. \tag{9}$$

În cazul general cînd reacția nu este completă, condiția (3) poate fi pusă sub forma

$$U_{s_1} + E_{0_1} = U_{s_2} + E_{0_2}, \tag{10}$$

E_{0_1} și E_{0_2} fiind energiile chimice în stările inițială și finală. Prin înlocuirea energiilor interne sensibile conform relației (2) se obține

$$U_{s_1}^* + U_{s_1}^{(o)} + E_{0_1} = U_{s_2}^* + U_{s_2}^{(o)} + E_{0_2}.$$

Dacă se scade în ambele părți energia internă sensibilă a produselor reacției complete $U_{s_c}^{(o)}$, evaluată în condițiile originii convenționale, avem

$$U_{s_1}^{*} + [E_{0_1} + U_{s_1}^{(o)} - U_{s_c}^{(o)}] = U_{s_2}^{*} + [E_{0_2} + U_{s_2}^{(o)} - U_{s_c}^{(o)}],$$

și ținînd seama de relația (7) rezultă

$$U_{s_1}^{*} + Q_{v_1}^{(o)} = U_{s_2}^{*} + Q_{v_2}^{(o)}, \tag{11}$$

sau

$$U_1^{*} = U_2^{*},$$

adică o relație similară condiției (3). Ecuația (11) arată că definiția precedentă a energiei interne totale față de o origine convențională se păstrează și în cazul general.

Între cele două definiții ale energiei interne totale conform ecuațiilor (1) și (9) există o diferență esențială. În timp ce ecuația (1) exprimă o realitate fizică, ecuația (9) constituie numai o relație de calcul.

Fără cunoașterea celor de mai sus ecuația (9) nu poate fi înțeleasă. Nu se poate înțelege cum energia internă totală a unui sistem este definită prin intermediul energiei interne sensibile a unor substanțe cu o compoziție chimică diferită de compoziția substanțelor care formează amestecul *). Privită formal, ecuația (9) poate duce la concluzii greșite. Astfel, s-ar putea face următorul raționament: dacă la originea aleasă energia sensibilă a tuturor substanțelor este nulă, căldura obținută prin reacția chimică completă este chiar energia chimică a substanțelor. Prin schimbarea originii, căldura de reacție în condițiile originii — care conform celor de mai sus ar reprezenta energia chimică a substanțelor — va avea o altă valoare; rezultă că valoarea energiei chimice este determinată nu numai de compoziția substanțelor, ci și de modul arbitrar în care este aleasă originea, ceea ce evident nu este adevărat.

Rezumînd, în toate considerațiile teoretice precum și în toate calculele, trebuie folosită ecuația (1). Ecuația particulară (9) constituie numai o relație de calcul; ea se va folosi cînd nu se cunosc valorile energiei interne sensibile față de zero absolut.

★

O altă mărime termodinamică interpretată și evaluată în diverse moduri este entalpia. Deși are dimensiunea unei energii și este o mărime de stare, entalpia nu reprezintă o energie conținută de sistem, lucru care rezultă evident din relația de definiție

$$I = U + pV, \tag{12}$$

care arată că entalpia este întotdeauna mai mare decît energia internă, deoarece presiunea și volumul sînt mărimi esențialmente pozitive.

*) Valoarea căldurii de reacție $Q_v^{(o)}$ este determinată și de energia internă sensibilă a produselor reacției complete, calculată în condițiile originii convenționale.

În general, entalpia intervine în procesele termodinamice care au loc cu schimb de substanță cu mediul exterior, fie continuu — în regim permanent sau variabil — fie periodic, fie accidental. Ea reprezintă energia vehiculată o dată cu schimbul de substanță, și este întotdeauna mai mare decît energia internă a cantității de substanță schimbată.

Pentru a pune în evidență această particularitate să considerăm un sistem în care se introduce o cantitate de substanță din mediul exterior. Mărimile de stare ale sistemului și ale mediului exterior pot avea orice valori; singura condiție ce trebuie îndeplinită pentru ca schimbul de substanță să aibă loc este ca presiunea p a mediului exterior (situat în amontele sistemului) să fie mai mare sau cel puțin egală cu presiunea sistemului. Să presupunem mai întîi că presiunea mediului amonte este constantă; fie V volumul întregii cantități de substanță care se introduce în sistem, măsurat în condițiile mediului amonte. Datorită dislocării întregii cantități de substanță din mediul amonte se produce o variație de volum V în acest mediu. Ca urmare, mediul amonte, urmărind substanța care intră în sistem, va presta asupra ei un lucru mecanic corespunzător volumului V dislocat. Energia adusă va fi deci egală cu suma dintre energia ei internă U și lucrul mecanic pV primit de la mediul amonte

$$I = U + pV,$$

sumă care reprezintă tocmai entalpia calității de substanță primită de sistem.

Cînd mărimile de stare ale mediului amonte sînt variabile, lucrul mecanic primit de la mediul amonte de către diversele cantități de substanță intrate în sistem depinde de valorile mărimilor de stare ale acestui mediu. Energia adusă de substanța care pătrunde în sistem trebuie determinată prin considerarea unor cantități dM suficient de mici, pentru ca în timpul introducerii lor mărimile de stare ale mediului amonte să poată fi socotite constante. Însemnînd cu i entalpia specifică instantanee a mediului amonte, energia E adusă de substanța care este introdusă în sistem între starea inițială 1 și starea finală 2 va fi

$$E = \int_1^2 i\,dM. \tag{13}$$

Se observă că energia introdusă în sistem depinde numai de mărimile de stare ale substanței, în momentul cînd pătrunde în sistem.

În mod analog la evacuarea unei cantități de substanță dintr-un sistem, energia evacuată este energia internă a cantității de substanță care părăsește sistemul, la care se adaugă lucrul mecanic de dislocare prestat de sistem (care acum constituie mediul amonte) asupra substanței evacuate. Dacă mărimile de stare ale sistemului nu variază, această sumă reprezintă entalpia cantității de substanță care părăsește sistemul, evaluată în condițiile sistemului; în caz contrar energia evacuată se calculează cu relația (13), în care i reprezintă entalpia specifică instantanee a substanței evacuate, în momentul ieșirii din sistem.

Și aici, energia vehiculată o dată cu cantitatea de substanță depinde numai de mărimile de stare ale mediului amonte.

Entalpia este o mărime folosită și în cercetarea proceselor care au loc fără schimb de substanță, de exemplu în evoluțiile la presiune constantă. În acest caz variația entalpiei sistemului este egală cu schimbul de căldură dintre sistem și mediul exterior. Ea cuprinde deodată două modificări energetice ale sistemului : variația energiei interne și schimbul de lucru mecanic cu mediul exterior, cauzat de variația de volum.

Se poate afirma că entalpia este o mărime cu o largă utilizare, deoarece, de cele mai multe ori, procesele tehnice decurg fie cu schimb de substanță, fie la presiunea constantă a mediului ambiant.

Din cele de mai sus rezultă că entalpia este o mărime care permite evaluarea unor modificări energetice ale sistemelor termodinamice care au anumite legături cu mediul exterior. Entalpia are semnificație numai cînd se consideră aceste legături dintre sistem și mediul exterior. Pentru un sistem izolat, entalpia este o mărime convențională, fără sens fizic și fără utilitate practică. Chiar pentru un sistem care are legături cu mediul exterior, valoarea entalpiei într-o stare dată nu spune nimic despre sistem. Semnificația ei trebuie înțeleasă în sens potențial și anume : entalpia reprezintă energia care ar fi pusă în joc cînd sistemul ar suferi anumite transformări. Pentru o evoluție oarecare la presiune variabilă fără schimb de substanță cu mediul exterior, calculul entalpiei nu are rost ; nici valorile entalpiei și nici variațiile ei nu exprimă vreo proprietate a sistemului sau vreun fenomen care se petrece în timpul evoluției.

Prin interpretarea relației de definiție a entalpiei se poate găsi o semnificație fizică a acestei mărimi pentru o stare dată : entalpia ar reprezenta energia care s-ar cheltui din exterior pentru a realiza starea respectivă pe o cale izobară și reversibilă, plecînd de la zero absolut. Se observă că această interpretare este condițională ; ea nu constată o proprietate a sistemului, ci numai ceea ce ar putea să reprezinte entalpia. De altfel, interpretarea conține în fond legătura dintre sistem și mediul exterior, deoarece încălzirea izobară și reversibilă este însoțită de prestarea unui lucru mecanic în mediul exterior.

La calculul entalpiei trebuie să se respecte convențiile făcute la evaluarea mărimilor care o definesc. Ținînd seama de convențiile arătate înainte în legătură cu energia internă, se obține entalpia sensibilă

$$I_s = U_s + pV, \tag{14}$$

sau entalpia totală

$$I = U + pV = U_s + E_0 + pV = I_s + E_0, \tag{15}$$

după cum în relația (12) se introduce energia internă sensibilă sau energia internă totală.

Dacă energia internă este evaluată față de o origine convențională, legătura dintre entalpia sensibilă convențională I_s^* și entalpia sensibilă reală I_s este dată de relația

$$I_s = I_s^* + I_s^{(o)}, \tag{16}$$

unde $I_s^{(o)}$ este entalpia sensibilă reală față de originea aleasă. Notînd cu V și $V^{(o)}$ volumul sistemului la presiunea p, respectiv pentru starea dată și pentru starea aleasă ca origine, avem

$$I_s = U_s + pV,$$
$$I_s^{(o)} = U_s^{(o)} + pV^{(o)}.$$

Înlocuind în (16) și ținînd seama de relația (2), rezultă

$$I_s^* = U_s^* + p\,[V - V^{(o)}]. \tag{17}$$

Se observă că în origine valoarea entalpiei sensibile convenționale este nulă.

Pentru a determina expresia entalpiei totale convenționale se urmează principial calea folosită la stabilirea expresiei energiei interne totale convenționale. Se consideră o reacție chimică ce decurge adiabatic la presiune constantă ; dacă reacția are loc complet, starea inițială 1 și starea finală 2 sînt legate prin condiția

$$I_1 = I_{s_2}. \tag{18}$$

Înlocuind entalpia totală din (15) se obține

$$I_{s_1} + E_0 = I_{s_2}.$$

Conform relației (16) se mai poate scrie

$$I_{s_1}^* + I_{s_1}^{(o)} + E_0 = I_{s_2}^* + I_{s_2}^{(o)},$$

sau

$$I_{s_1}^* + [E_0 + I_{s_1}^{(o)} - I_{s_2}^{(o)}] = I_{s_2}^*.$$

Paranteza reprezintă însă căldura de reacție la presiune constantă $Q_p^{(o)}$, evaluată în condițiile originii. Se poate deci scrie

$$I_{s_1}^* + Q_p^{(o)} = I_{s_2}^*.$$

Din compararea acestei relații cu condiția (18) rezultă expresia entalpiei totale convenționale

$$I^* = I_s^* + Q_p^{(o)}. \tag{19}$$

Relațiile (17) și (19), care dau expresiile entalpiei convenționale, se vor folosi cînd nu se cunosc valorile energiei interne față de zero absolut.

О ТОЛКОВАНИИ ЗНАЧЕНИЯ НЕКОТОРЫХ ТЕРМОДИНАМИЧЕСКИХ ВЕЛИЧИН

КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ

Анализируется значение и способ исчисления внутренней энергии и энталпии.

В связи с внутренней энергией указывается, что является полезным, чтобы ее происхождение в соответствии с которым она исчисляется,

зависело бы от исследуемого процесса. Когда не происходит химических изменений следует принимать во внимание только энергию, соответствующую молекулярному движению, называемую чувствительной внутренней энергией. Если происходят химические изменения, общая внутренняя энергия рассматривается как сумма чувствительной внутренней энергии и химической энергии; для определения в этом случае величин состояния системы оба вида энергии должны исчисляться отдельно.

В связи с энталпией делаются те же различия. Указывается физическое значение энталпии, а также и то, что эта величина участвует в большинстве технических процессов.

Естественным происхождением, в соответствие с которым следует исчислять внутреннюю энергию или энталпию, является абсолютный нуль. Когда нет значений, относящихся к этому происхождению, можно выбрать происхождение произвольное в соответствии с которым получаются условные значения для обеих величин. Выражения внутренней энергии и энталпии относительно условного происхождения следует рассматривать только как соотношения, которые приводят к правильным результатам, но не должны применяться в теоретических выражениях.

DE L'INTERPRÉTATION DE QUELQUES GRANDEURS THERMODYNAMIQUES

RÉSUMÉ

L'auteur analyse d'abord la signification et le mode d'évaluation de l'énergie interne et de l'enthalpie.

En ce qui concerne l'énergie interne, on relève qu'il est utile que l'origine, par rapport à laquelle elle est évaluée, dépende du processus étudié. Tant qu'il n'y a pas de variations chimiques, il ne faut considérer que l'énergie correspondant à l'agitation moléculaire, qu'on appelle énergie interne sensible. S'il y a des variations chimiques, on considère que l'énergie interne totale est la somme de l'énergie interne sensible et de l'énergie chimique ; dans ce cas, pour déterminer les grandeurs d'état du système, ces deux formes d'énergie devront être évaluées indépendamment l'une de l'autre.

Les mêmes distinctions sont valables en ce qui concerne l'enthalpie. On explique sa signification physique et on fait remarquer qu'elle intervient dans la plupart des processus techniques.

L'origine naturelle par rapport à laquelle on doit évaluer l'énergie interne et l'enthalpie est le zéro absolu. Si l'on ne dispose pas de valeurs exprimées par rapport à cette origine, on pourra en choisir une arbitraire, et obtenir par rapport à celle-ci des valeurs conventionnelles pour les deux grandeurs. Les expressions de l'énergie interne et de l'enthalpie par rapport à l'origine conventionnelle doivent être considérées comme de simples instruments conduisant à des résultats corrects, mais il est recommandable de ne pas les utiliser dans les relations théoriques.

FUNCŢIILE DE SCHIMB ŞI FACTORII DE FORMĂ AI SISTEMELOR TERMICE RADIANTE

DE

FLORIN WESTFRIED

1. GENERALITĂŢI

1.1. Marile încărcări termice realizate azi în tehnica focarelor industriale au adus pe prim plan necesitatea unei proiectări adecvate a instalaţiilor de ardere.

Mărirea încărcărilor termice se datoreşte în special rolului preponderent pe care îl capătă în balanţa termică, radiaţia. Debitul de căldură realizat prin fenomenul radiant, fiind net superior celui disponibil în cazurile uzuale, ale schimbului de căldură convectiv ce beneficiază de parametri funcţionali identici, avantajează micşorarea dimensiunilor focarelor, instalaţiile devenind mai compacte şi economice. Cu toate acestea pericolul supraîncălzirilor locale, al arderii suprafeţelor metalice sau al deteriorării materialelor refractare, impune o justă dimensionare a suprafeţelor de schimb de căldură şi o judicioasă amplasare a acestora în sistemul geometric complex realizat de încinta unui focar industrial. Mai mult decît atît, geometria focarului poate avea o influenţă directă şi asupra procesului intim de ardere.

1.2. În articolul de faţă ne propunem o delimitare a problemelor vaste de studiu ale radiaţiei termice, la domeniul strict al repartiţiei spaţiale a radiaţiilor difuze în sisteme complexe de corpuri separate de medii transparente, prezentînd o sinteză a metodelor de calcul uzuale. Cazurile analizate se referă la sisteme de corpuri simple sau complexe şi se bazează pe demonstraţiile teoretice sau pe rezultatele experimentale obţinute în ultimele decenii de diferiţi autori. Grupînd cercetările întreprinse anterior sub forma unui studiu unitar, credem că vom putea fi utili în dezvoltarea ulterioară a studiilor de radiaţie necesare calculelor de proiectare a cazanelor de abur şi a focarelor industriale. Este de menţionat că metodele de calcul ale factorilor de formă pot fi aplicate cu succes atît în tehnica încălzirilor centrale cît şi în tehnica iluminatului.

2. ECUAȚIA SCHIMBULUI DE CĂLDURĂ RADIANT

2.1. Pentru rigurozitatea expunerii se definesc următoarele mărimi referitoare la o suprafață radiantă :

— Se numește *radiantă* și se notează cu R, kcal/h, m^2, fluxul radiant emis de o suprafață plană unitară în tot spațiul limitat de acest plan (unghi solid 2π).

— Se numește *strălucire* și se notează cu B, kcal/h, str. m^2, intensitatea normală de radiație a unei suprafețe ce ascultă de legea Lambert.

Între aceste mărimi se stabilește relația simplă

$$R = \pi \cdot B \,. \tag{1}$$

2.2. O suprafață emitentă S produce o radianță R care în conformitate cu principiul lui Kirchhoff și legea Ștefan-Boltzmann este dată de relația

$$R = C.S.T^4. \tag{2}$$

2.3. Schimbul de căldură într-un sistem radiant are loc între două sau mai multe corpuri. Cum fiecare dintre corpurile sistemului beneficiază de coeficienți de absorbție și de reflexie bine definiți, vor avea loc absorbții și reflexii succesive pe suprafețele emitente primare sau secundare. Valorile fluxurilor de căldură totale rezultate de pe urma acestui fenomen se pot defalca în

$$R_{\text{efectiv}} = R_{\text{propriu}} + R_{\text{reflectat}}, \tag{3}$$

$$R_{\text{rezultant}} = R_{\text{propriu}} - R_{\text{absorbit}} \,. \tag{4}$$

2.4. Dacă se consideră schimbul de căldură realizat de radiațiile proprii a două suprafețe elementare oarecare dispuse într-o încintă neagră situată la aceeași temperatură T cu acestea, atunci conform figurii 1 cantitatea de căldură schimbată se poate exprima astfel

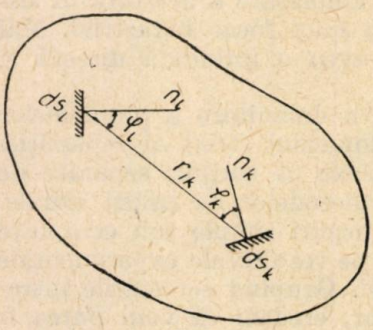


Fig. 1

$$d^4 Q_{di,\,dk} = C \cdot B_i \cdot dS_i \cdot \cos \varphi_i \, d\,\omega_i \,, \tag{5}$$

relație care ținînd seama de (1) și de valoarea unghiului solid

$$d\omega_i = \frac{\cos \varphi_k \, d\,S_k}{r_{ik}^2} \,,$$

devine

$$d^4 Q_{di.\,dk} = C \cdot \frac{R}{\pi} \cdot \frac{\cos \varphi_i \cos \varphi_k}{r_{ik}^2} \, dS_i \, dS_k. \tag{5'}$$

Prin integrarea relației (5') în limitele impuse de cazul practic se poate rezolva problema schimbului de căldură prin radiație între două suprafețe dispuse arbitrar în spațiu.

2.5. Ecuația (5) prezintă sub formă diferențială explicită dependența dintre căldura schimbată și factorii geometrici, ce definesc amplasarea spațială a corpurilor. În practică însă se poate scrie în mărimi finite

$$Q_{i.k} = C \cdot \Phi_{ik} \cdot S_i \cdot T_i^4, \tag{6}$$

unde Φ_{ik} reprezintă raportul dintre radiația primită de corpul k față de radiația emisă de corpul i. Acest factor numeric este funcție de geometria sistemului radiant și poartă numele de factor de formă sau coeficient unghiular.

3. FUNCȚII ȘI FACTORI DE FORMĂ

3.1. Se reia expresia de schimb de căldură între suprafețele dS_i și dS_k dată de (5) pentru cazul a două suprafețe negre. Se obțin atunci, în cazul intervertirii suprafețelor emitente, două ecuații ce pot fi scrise sub forma

$$d^4 Q_{di.dk} = B dS_i \cos \varphi_i \, d\omega_i, \tag{7}$$

$$d^4 Q_{di.dk} = B dS_k \cos \varphi_k \, d\omega_k. \tag{7'}$$

Prin explicitarea valorii unghiului solid elementar $d\omega$ din ecuațiile (7) și (7') se obține sub formă integrală

$$Q_{i.k} = R \cdot \int_{S_i} d S_i \int_{S_k} \frac{\cos \varphi_i \cos \varphi_k}{\pi r_{ik}^2} dS_k \tag{8}$$

și

$$Q_{k.i} = R \cdot \int_{S_k} dS_k \int_{S_i} \frac{\cos \varphi_i \cos \varphi_k}{\pi r_{ik}^2} dS_i . \tag{8'}$$

Dacă se scrie $Q_{ik} = RH_{ik}$ și $Q_{ki} = RH_{ki}$ se definește atunci

$$d^4 H_{i.k} = d^4 H_{k.i} = \frac{\cos \varphi_i \cos \varphi_k}{\pi r_{ik}^2} dS_i \, dS_k , \tag{9}$$

expresie denumită funcție elementară de schimb. Funcția de schimb integrală a suprafețelor S_i, S_k va fi

$$H_{i.k} = \int_{S_i} \int_{S_k} d^4 H_{i.k} . \tag{10}$$

Ea este simetrică în i, k și se măsoară în m^2.

Notînd fluxul mediu primit de suprafața S_k de la unitatea de suprafață S_i, $q_k = \frac{Q_{ik}}{S_i}$ se poate defini $q_k = R \Phi_{i.k}$, unde $\Phi_{ik} = \frac{H_{ik}}{S_i}$. Într-adevăr prin definiția dată anterior factorului de formă $\Phi_{ik} = \frac{Q_{ik}}{Q_i} = \frac{R.H_{ik}}{R.S_i} = \frac{H_{ik}}{S_i}$. Acest factor nu are dimensiuni și nu este simetric în i, k. Deci $\Phi_{ik} \neq \Phi_{ki}$ în timp ce $H_{ik} = H_{ki}$.

3.2. Din figura 1 și cu ajutorul relațiilor (8) și (8′) se observă ușor că normalele la cele două suprafețe pot fi exprimate prin $n_i = r \cos \varphi_i$ și $n_k = r \cos \varphi_k$. Aceasta permite să se dea funcției de schimb forma

$$H_{i,k} = \frac{1}{\pi} \int_{S_i} dS_i \int_{S_k} \frac{n_i \cdot n_k}{r_{ik}^4} dS_k. \tag{11}$$

3.3. Urmînd principiul de descompunere al unei integrale duble în integrală curbilinie [1] și introducînd noțiunea de potențial vector $\vec{a}$, fluxul mediu de căldură în cazul analizat se poate scrie

$$\vec{q}_i = R \oint_{S_i} d\vec{a}_i. \tag{12}$$

Fluxul radiant trimis de pe S_i către S_k este prin definiție

$$Q_{ik} = R \int_{S_k} \vec{n} . \vec{q}_i . dS_k, \tag{12′}$$

unde $\vec{n}$ este vectorul normal pe S_k. Deci

$$H_{ik} = \int_{S_k} \vec{n} . \left(\oint_{S_i} d\vec{a}_i \right) dS_k. \tag{13}$$

Prin aplicarea teoremei Stokes se deduce imediat

$$H_{ik} = \oint_{S_i} \oint_{S_k} \vec{b} . d\vec{S}_k, \tag{13′}$$

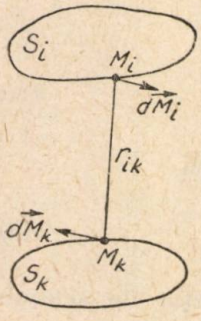


Fig. 2

unde $\vec{b} = \ln r . d\vec{a}$.

În concluzie conform figurii 2 obținem

$$H_{ik} = \oint_{S_i} \oint_{S_k} \ln (\overline{M_i M_k}) \, d\vec{M}_i . d\vec{M}_k. \tag{14}$$

Aceasta este o altă formă analitică sub care se poate prezenta funcția de schimb și care pentru unele cazuri prezintă avantaje de integrare.

4. PROPRIETĂȚI ALGEBRICE ALE FLUXURILOR OMOGENE [2]

4.1. Expresia (10) determină egalitatea a două fluxuri omogene. Criteriul de egalitate se bazează pe proprietățile de congruență spațială reciprocă între liniile de flux fără să fie necesară o egalitate între lungimile acestor linii. Domeniul de integrare al ecuației (10) aflat pe o sferă de rază unitară rămîne neschimbat indiferent de forma și dimensiunile corpului k, atunci cînd pentru fiecare dS_i, $\omega_{di,k}$ este același.

4.2. Fluxurile fiind congruente proprietatea de reciprocitate rezultă din însăși interpretarea geometrică a congruenții sub forma

$$H_{i,k} = H_{k,i} \quad \text{și} \quad \frac{\Phi_{ik}}{\Phi_{ki}} = \frac{S_k}{S_i}.$$

4.3. Considerînd suprafața k descompusă în k_1 și k_2 se poate scrie $H_{i,k_1+k_2} = H_{i\,k_1} + H_{i\,k_2}$. În general, corpul i conținînd α suprafețe și corpul k, β suprafețe delimitate, proprietatea de aditivitate a funcției de schimb a sistemului i, k se exprimă prin relația

$$H_{\sum\limits_{\alpha} i_\alpha,\ \sum\limits_{\beta} k_\beta} = \sum_{\alpha}\sum_{\beta} H_{i_\alpha,\ k_\beta}. \tag{15}$$

4.4. Dacă cele două corpuri nu se văd, $H_{ik} = 0$. În cazul particular, cînd corpul i este convex sau plan $H_{ii} = 0$. Se spune atunci că i nu se vede pe sine însuși.

4.5. Dacă corpul i este înconjurat din toate părțile de m alte corpuri, atunci se demonstrează că

$$\sum_{1}^{m} H_{ik} = S_i, \text{ respectiv } \sum_{1}^{m} \Phi_{ik} = 1. \tag{16}$$

În baza relației (16) pentru cazul unui sistem deschis de m corpuri a căror suprafață închizătoare $m+1$ este S' se poate scrie

$$\sum_{k=1}^{m} H_{k,\,m+1} = S'. \tag{16'}$$

În general, se stabilește că fluxul ce pornește de la un corp spre un sistem deschis este egal cu fluxul dintre corp și închizătoarea sistemului. De asemenea fluxul între două sisteme deschise care se văd este egal cu fluxul dintre închizătoarele lor.

4.6. Un sistem de corpuri furnizează n^2 posibilități de determinare a funcțiilor lui de schimb. Cum calcularea fluxurilor în cele n^2 situații ar conduce la rezolvări laborioase, se pune problema cunoașterii numărului de fluxuri liniar independente care să determine sistemul, o dată cunoscute suprafețele componente. Dacă se consideră una din suprafețele sistemului drept închizătoarea acestuia, atunci se pot scrie $\frac{n(n-1)}{2}$ ecuații diferite. Cunoscînd numărul de condiții de umbrire r și p prin care corpurile nu se văd între ele sau pe sine, și d numărul de despărțitori ai sistemului complex, ce pot forma închizători pentru o parte din acesta, rezultă z fluxuri independente în număr de

$$z = \frac{n(n-1)}{2} - r - p - d. \tag{17}$$

Aceste proprietăți permit stabilirea univocă a rezolvărilor analitice, algebrice sau grafo-analitice adoptate la aflarea valorilor funcțiilor și factorilor de formă ai sistemelor omogen radiante.

5. REZOLVAREA ECUAȚIEI INTEGRALE A FUNCȚIILOR DE FORMĂ PENTRU CAZUL SISTEMELOR GEOMETRICE SIMPLE

În cele ce urmează se prezintă cîteva metode de rezolvare a ecuațiilor de tipul (10), (11) și (14). Aceste metode bazate pe rezolvări analitice, grafo-analitice sau algebrice permit definirea funcțiilor de schimb pentru anumite cazuri simple de sisteme geometrice situate în mediu transparent.

5.1. REZOLVĂRI ANALITICE

5.1.*a*) M. G e r b e l [3] a prezentat rezolvări ale ecuației de tipul (11) pentru următoarele cazuri :

— Funcția de schimb între un punct al unui plan și o calotă sferică

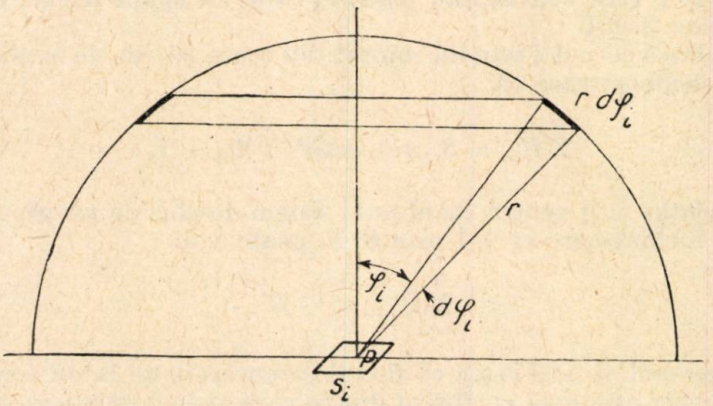


Fig. 3

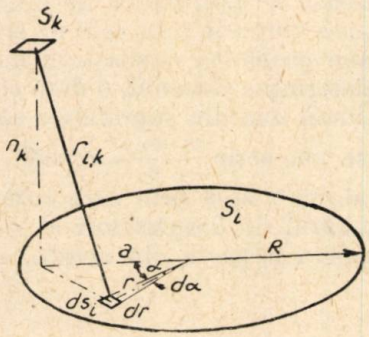


Fig. 4

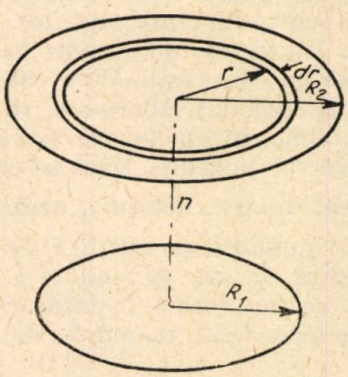


Fig. 5

tăiată de razele sursei punctiforme P pe semisfera ce se sprijină pe planul respectiv, ca în figura 3

$$H_{P,k} = 2\pi r^2 (1 - \cos \varphi_i) \quad \Phi_{P,k} = 1 - \cos \varphi_i . \tag{18}$$

— Funcția de schimb între o suprafață S_i a unui plan și o zonă sferică S_k în aceleași condiții (fig. 3).

Prin integrarea ecuației de tipul (10) sau (11), unde $\cos \varphi_k = \sin \varphi_i$ și $dS_k = 2\pi r\, d\varphi_i$,

rezultă $H_{ik} = \frac{S_i}{2}(1 - \cos 2\varphi_i)$ și $\Phi_{ik} = \frac{1 - \cos 2\varphi_i}{2}$.

— Coeficientul unghiular între o suprafață circulară plană față de un element de suprafață a unei alte suprafețe circulare plan paralele cu prima și situată în perimetrul acesteia, ca în figurile 4 și 5

$$\Phi_{i,k} = \frac{1}{2}\left[1 - \frac{n^2 + a^2 - R^2}{\sqrt{(n^2+a^2+R^2)^2 - 4a^2R^2}}\right]. \tag{19}$$

Pentru cazul particular în care suprafața receptoare este un cerc de rază R_2 formula devine

$$\Phi_{12} = \frac{1}{2}\left[n^2 + R_1^2 + R_2^2 - \sqrt{(n^2 + R_1^2 + R_2^2)^2 - 4R_1^2R_2^2}\right]. \tag{20}$$

— Coeficientul unghiular între o suprafață plană circulară S_i și o suprafață plană elementară dS_k situată perpendicular pe planul primei la cota n, ca în figura 6

$$\Phi_{ik} = \frac{n}{2a}\left[\frac{n^2 + a^2 + R^2}{\sqrt{(n^2+a^2+R^2)^2 - 4a^2R^2}}\right]. \tag{21}$$

5.1.*b*) R. Cadiergues [1] a prezentat o soluție generală a ecuației de tipul (14) pentru cazul a două suprafețe plane paralele sau perpendiculare

$$C^{\parallel}(x\,y) = x\sqrt{1+y^2}\ \text{arc tg}\ \frac{x}{\sqrt{1+y^2}} +$$

$$+\ y\sqrt{1+x^2}\ \text{arc tg}\ \frac{y}{\sqrt{1+x^2}}, \tag{22}$$

respectiv

$$C^{\perp}(z, r^2) = \frac{z^2}{4\pi}\ln\left(1 + \frac{r^2}{z^2}\right) -$$

$$-\frac{r^2}{4\pi}\ln\left(1 + \frac{z^2}{r^2}\right) + rz\ \text{arc tg}\ \frac{z}{r}. \tag{22'}$$

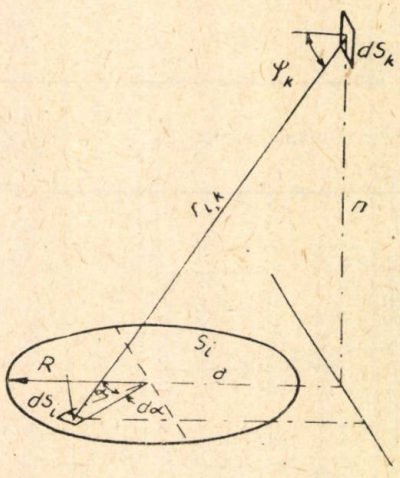


Fig. 6

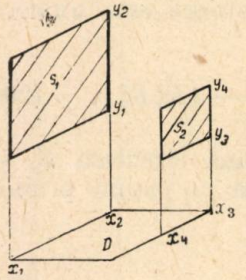
În aceste expresii x, y, z reprezintă diferențele cotelor curente ale punctelor de determinare și r raza vectoare curentă. Funcțiile generale $C^{\parallel}$ și $C^{\perp}$ se pot tabula. Cu ajutorul valorilor lor, întocmind succesiunea de calcule din tabelele 1 și 2, se obțin valorile funcțiilor generale de schimb. Rezolvarea lui Cadiergues implică însă dificultăți de ordin matematic operațional,

întrucît interpolarea valorilor într-o tabelă de funcții de două variabile devine laborioasă mai ales atunci, cînd se cer în calcul precizii mergînd pînă la a patra zecimală exactă.

METODA CADIERGUES

Tabela 1

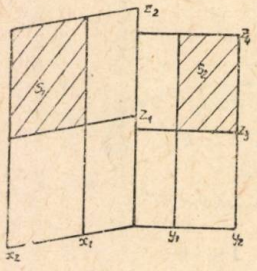
Suprafețe paralele

Simbolul cazului		x \ y	y_3-y_1	y_4-y_1	y_3-y_2	y_4-y_2
	x_3	x_3-x_1	$+C^{\text{II}}(x_3-x_1, y_3-y_1)$	$-\dots$	$-\dots$	$+\dots$
	x_1					
	x_4	x_4-x_1	$-\dots$	$+\dots$	$+\dots$	$-\dots$
	x_3	x_3-x_2	$-\dots$	$+\dots$	$+\dots$	$-\dots$
	x_2					
	x_4	x_4-x_2	$+\dots$	$-\dots$	$-\dots$	$+\dots$

$H_{12} = D^2 \cdot \Sigma C^{\text{II}}$

Tabela 2

Suprafețe perpendiculare

				x_1		x_2	
				y_1	y_2	y_1	y_2
Simbolul cazului		z \ r^2	$x_1^2+y_1^2$	$x_1^2+y_2^2$	$x_2^2+y_1^2$	$x_2^2+y_2^2$
	z_3	z_3-z_1	$+C^{\text{L}}(z_3-z_1, x_1^2+y_1^2)$	$-\dots$	$-\dots$	$+\dots$
	z_1					
	z_4	z_4-z_1	$-\dots$	$+\dots$	$+\dots$	$-\dots$
	z_3	z_3-z_2	$-\dots$	$+\dots$	$+\dots$	$-\dots$
	z_2					
	z_4	z_4-z_2	$+\dots$	$-\dots$	$-\dots$	$+\dots$

$H_{12} = \Sigma C^{\text{L}}$

5.1.*c*) O altă metodă analitică [4] ce poate fi denumită prin vechimea ei *metoda clasică* se datorește lui L a m b e r t. Bazată pe formule și teoreme

din trigonometria sferică ea beneficiază de avantajul de a lucra cu o singură variabilă independentă și anume, unghiul solid ω.

Lambert prezintă expresia funcției de schimb între doi pereți plani perpendiculari dispuși ca în figura 7, sub forma

$$H_{ab,cb} = 2c^2\Psi\,\widehat{ARD} + 2a^2\Psi\,\widehat{FAE} - 2\,(a^2+c^2)\,\Psi\,\widehat{FRE}, \qquad (23)$$

în care

$H_{ab,cb}$ = funcția de schimb între dreptunghiurile $AFED$ și $ADSR$

$(AF = a;\ AR = c;\ AD = b)$

$$\widehat{ARD} = \operatorname{arc\,tg}\frac{b}{c};\quad \widehat{FAE} =$$

$$= \operatorname{arc\,tg}\frac{b}{a};\quad \widehat{FRE} = \operatorname{arc\,tg}\frac{b}{\sqrt{a^2+c^2}}.$$

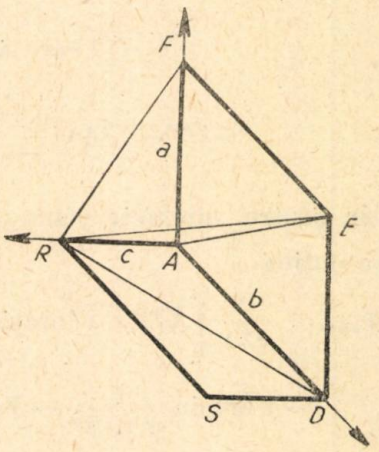


Fig. 7

În (23) Ψ este o funcție circulară și logaritmică care, de exemplu, pentru un unghi generic (ω) are forma

$$\Psi(\omega) = \frac{1}{2}\left(\omega\,\operatorname{tg}\,\omega - \frac{1}{2}\operatorname{tg}^2\omega\,\ln\sin\omega + \frac{1}{2}\ln\cos\omega\right).$$

Introducînd valorile de mai sus în (23) se obține

— pentru pereți perpendiculari

$$H_{ab,bc} = \frac{1}{\pi}\left[ab\operatorname{arc\,tg}\frac{b}{a} + bc\operatorname{arc\,tg}\frac{b}{c} - b^2\sqrt{a^2+c^2}\operatorname{arc\,tg}\frac{b}{\sqrt{a^2+c^2}} + \right.$$

$$\left. + \frac{c^2}{4}\frac{\ln\,(a^2+b^2+c^2)c^2}{(a^2+c^2)(b^2+c^2)} + \frac{a^2}{4}\ln\frac{(a^2+b^2+c^2)\,a^2}{(a^2+b^2)\,(a^2+c^2)} + \frac{b^2}{4}\frac{(a^2+b^2)\,(c^2+b^2)}{(a^2+b^2+c^2)b^2}\right]. \qquad (24)$$

— pentru pereți paraleli

$$H_{ab,ab} = \frac{2}{\pi}\left[a\sqrt{b^2+c^2}\operatorname{arc\,tg}\frac{a}{\sqrt{b^2+c^2}} + b\sqrt{a^2+c^2}\operatorname{arc\,tg}\frac{b}{\sqrt{a^2+c^2}} - \right.$$

$$\left. - ac\operatorname{arc\,tg}\frac{a}{c} - bc\operatorname{arc\,tg}\frac{b}{c} + \frac{c^2}{2}\ln\frac{(a^2+c^2)\,(b^2+c^2)}{(a^2+b^2+c^2)c^2}\right]. \qquad (25)$$

Unii autori prezintă relațiile de mai sus sub o altă formă, utilizînd cunoscuta transformare

$$\operatorname{arc\,tg}\,x = \operatorname{arc\,sin}\frac{x}{\sqrt{1+x^2}}.$$

Aceasta permite exprimarea directă a coeficienților unghiulari în funcție de anumite rapoarte caracteristice și anume: pentru suprafețe perpendiculare făcînd substituția

$$\frac{a}{b} = X \text{ și } \frac{c}{b} = Y.$$

se obține

$$\Phi_{ab.bc} = \frac{1}{\pi X}\left[X \arcsin \frac{1}{\sqrt{1+X^2}} + Y \arcsin \frac{1}{\sqrt{1+Y^2}} - \right.$$

$$- \sqrt{X^2+Y^2} \arcsin \frac{1}{\sqrt{1+X^2+Y^2}} + \frac{1}{4} \frac{(1+X^2)(1+Y^2)}{1+X^2+Y^2} + \qquad (26)$$

$$\left. + (X^2+Y^2) \ln \frac{1+X^2+Y^2}{X^2+Y^2} - X^2 \ln_e \frac{1+X^2}{X^2} - Y^2 \ln_e \frac{1+Y^2}{Y^2}\right],$$

iar pentru suprafețe plane paralele prin substituția $\frac{a}{c} = X$ și $\frac{b}{c} = Y$ se obține

$$\Phi_{ab.ab} = \frac{2}{\pi XY}\left[X\sqrt{1+Y^2} \arcsin \frac{X}{\sqrt{1+X^2+Y^2}} + Y\sqrt{1+X^2} \arcsin \frac{Y}{\sqrt{1+X^2+Y^2}} - \right.$$

$$\left. - Y \arcsin \frac{X}{\sqrt{1+X^2}} - Y \arcsin \frac{Y}{\sqrt{1+Y^2}} + \frac{1}{2} \ln_e \frac{(1+X^2)(1+Y^2)}{1+X^2+Y^2}\right]. \qquad (27)$$

Pentru ușurința calculelor funcțiile (26) și (27) au fost tabulate de Mayer și Deckert pentru diferite valori X și Y. De asemenea Hottel a dat o reprezentare grafică a valorilor coeficienților unghiulari pentru cazul suprafețelor paralele sau perpendiculare în funcție de diverse rapoarte X, Y. Aceste diagrame sînt reproduse în figurile 8 și 9.

În literatură se citează și cazul calculării coeficientului unghiular sub care dintr-un punct al spațiului se vede o suprafață plană. Pentru această situație formula de calcul este

$$\Phi_{0.ab} = \frac{1}{4\pi} \arcsin \frac{X.Y}{\sqrt{1+X^2+Y^2+XY}} \qquad (28)$$

unde $X = \frac{a}{c}$ și $Y = \frac{b}{c}$ în care a și b sînt dimensiunile suprafeței dreptunghiulare, iar c este cota punctului față de un colț al dreptunghiului $[a \cdot b]$. În diagrama din figura 10 se prezintă domeniul valorilor uzuale ale lui $\Phi_{0.ab}$. Metoda Lambert este valabilă numai pentru un unghi diedru de 0° sau 90° între suprafețele radiante.

5.1.*d*) Pentru a obține valori mai exacte la determinarea funcțiilor de schimb, după metoda lui Lambert, Cadiergues și Yamauti au întocmit tabele numerice ce dau valorile funcției lui Lambert multi-

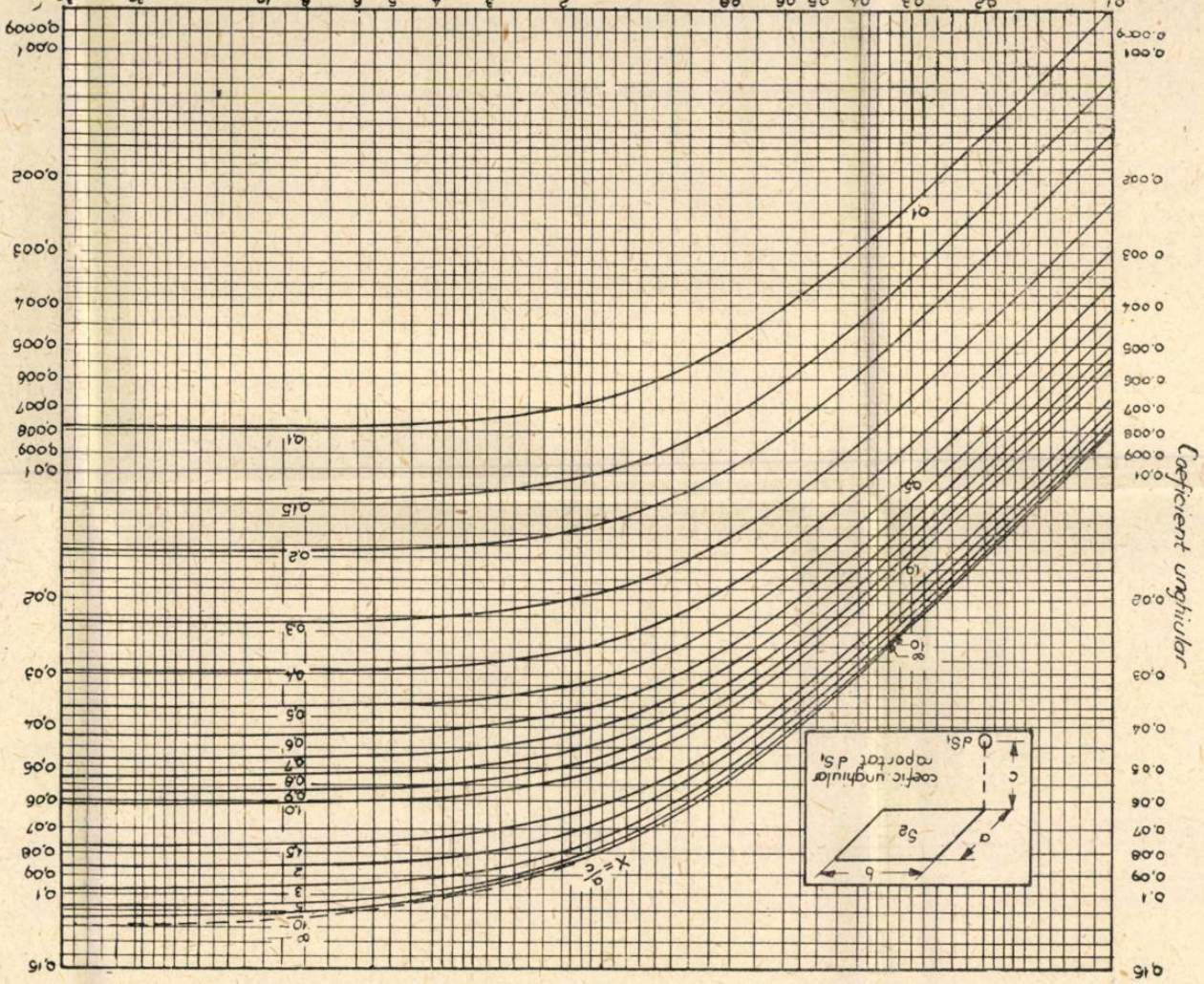


Fig. 10

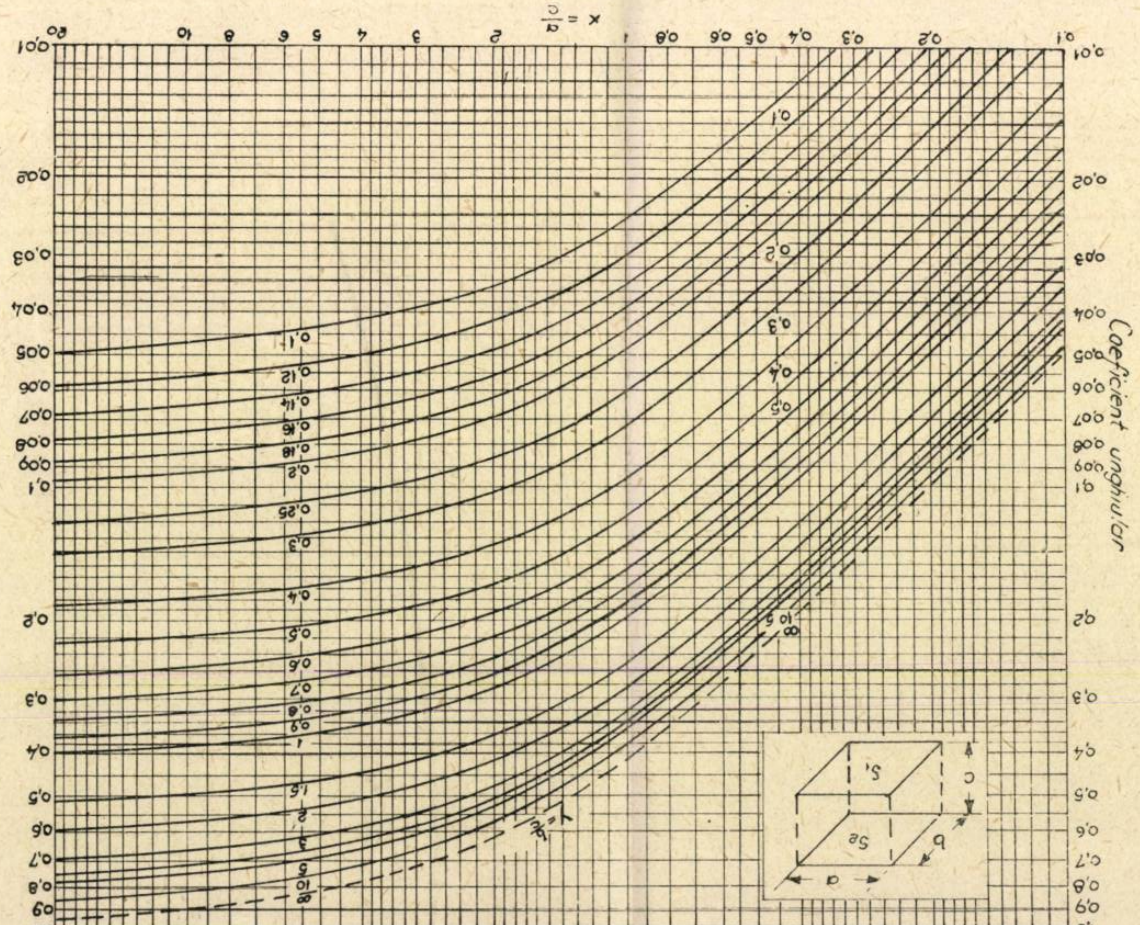


Fig. 9

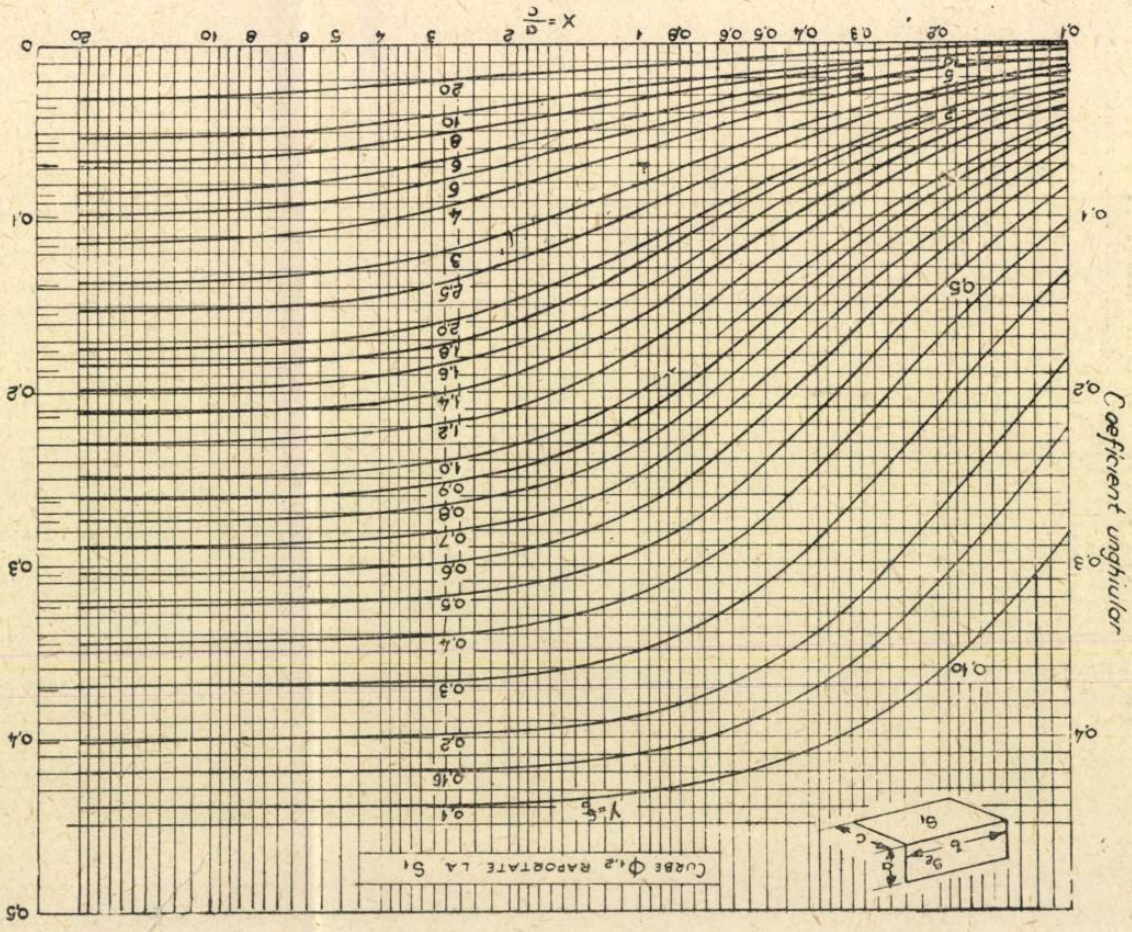


Fig. 8

plicate cu $\operatorname{ctg}^2 \omega$ (a se vedea anexa). Se obține atunci o nouă funcție analitică de forma

$$\Psi'(\omega)=\frac{1}{2}\left[\omega \operatorname{ctg} \omega-\frac{1}{2} \ln \sin \omega+\frac{1}{2} \operatorname{ctg}^2 \omega \ln \cos \omega\right], \quad (29)$$

cu ajutorul căreia prin referire la notațiile adoptate anterior, rezultă pentru plane paralele

$$H_{ab,ab}=\frac{4}{\pi}\left[c^2\left[\Psi'(\omega_1)-\Psi'(\omega_2)\right]+b^2\left[\Psi'(\omega_3)-\Psi'(\omega_4)\right]\right], \quad (30)$$

unde $\operatorname{tg} \omega_1=\frac{b}{\sqrt{a^2+c^2}}$; $\operatorname{tg} \omega_2=\frac{b}{c}$; $\operatorname{tg} \omega_3=\frac{a}{\sqrt{a^2+c^2}}$; $\operatorname{tg} \omega_4=\frac{a}{c}$

și pentru plane perpendiculare

$$H_{ab,bc}=\frac{2b^2}{\pi}\left[\Psi'(\omega_5)+\Psi'(\omega_6)-\Psi'(\omega_7)\right], \quad (31)$$

unde $\operatorname{tg} \omega_5=\frac{b}{a}$; $\operatorname{tg} \omega_6=\frac{b}{c}$; $\operatorname{tg} \omega_7=\frac{b}{\sqrt{a^2+c^2}}$.

C a d i e r g u e s și Y a m a u t i au prezentat tabele de calcul ale funcției $\Psi'(\omega)$ la diferite valori pentru $\operatorname{tg} \omega$ (aceste tabele sînt reproduse la sfîrșitul lucrării).

5.2. REZOLVĂRI GRAFO-ANALITICE

Strîns legată de interpretarea analitică a ecuațiilor (10) și (11) interpretarea geometrică aduce prin intermediul elementului grafic soluții mult mai rapide recurgînd la transpunerea spațială a factorilor ce definesc schimbul de căldură între două sisteme geometrice care „se văd". Metodele grafice se reduc în final la simple planimetrări de arii. Erorile de calcul vor fi bineînțeles superioare, rezultatele conținînd maximum două zecimale exacte.

5.2. *a*) Metoda lui Nusselt [5]

Să considerăm schimbul de căldură între o suprafață elementară dS_1 și o altă suprafață S_2 (finită). Fluxul elementar între aceste suprafețe conform cu relația (8) va fi

$$d^4Q_{12}=dS_1 \cdot R \cdot \int_\Omega \frac{\cos \varphi_1 \, d\Omega_1}{\pi}. \quad (32)$$

După cum se arată în figura 11 *a* și *b*, factorul $\int_\Omega \cos\varphi_1 \, d\Omega_1$ nu reprezintă altceva decît proiecția pe planul suprafeței dS_1 a sumei suprafețelor tăiate pe emisfera de rază unitară cu centrul în dS_1, de către suma unghiurilor solide ce pornesc de la elementul de suprafață spre S_2. Această suprafață

proiectată, exprimată în m² reprezintă valoarea funcției de schimb între dS_1 și S_2. Coeficientul unghiular ce derivă din aceasta va fi atunci

$$\Phi_{12} = \frac{S_{a_1 . b_1 . c_1 . d_1 .}}{\pi r^2} . \tag{33}$$

Acesta este însă un coeficient unghiular local, întrucît el se referă la schimbul de căldură între o suprafață elementară diferențială ce poate fi presu-

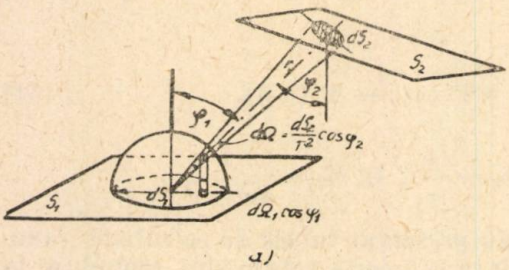


Fig. 11 *a*

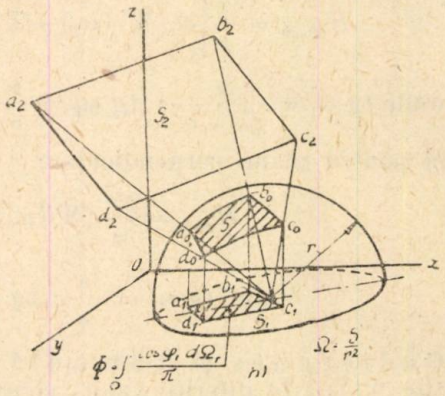


Fig. 11 *b*

pusă la limită punctiformă și o suprafață finită. Pentru cazul schimbului radiant între două suprafețe finite, coeficientul unghiular mediu va fi prin definiție

$$\bar{\Phi}_{12} = \frac{1}{S_1} \int_{S_1} \Phi_{12} dS_1 , \tag{34}$$

adică media ponderată a coeficienților unghiulari locali. Este de remarcat că formula (34) este valabilă numai în cazul în care unghiurile φ_1 și φ_2 nu variază mult, adică atunci cînd suprafețele S_1 și S_2 nu sînt prea mari.

5.2. *b*) Metoda lui Seibert [6]

Bazată pe demonstrația lui Nusselt, metoda de calcul propusă de O. Seibert vine să completeze și să rezolve favorabil afirmația făcută anterior cînd s-a arătat că metoda Lambert nu satisface cazului în care diedrul planelor radiante este diferit de 0 sau 90°, rezultatele obținute pentru orice alt unghi diferind de cele exacte cu valoarea unei integrale planimetrice. Pentru cercetarea acestui caz s-a construit figura 12.

O suprafață dreptunghiulară (xy) radiază asupra unui element de suprafață di situat la cota z față de originea sistemului de referință. Elementul $di = dy \cdot dl$ este așezat la un unghi γ față de planul orizontal. Elementul di poate fi descompus în două componente : dih componenta ori-

zontală paralelă cu planul y și di_v componenta verticală perpendiculară pe acesta. Făcînd proiecția centrală a suprafeței (xy) după metoda lui Nusselt, se obțin imediat după cum se arată în figură valorile coeficienților

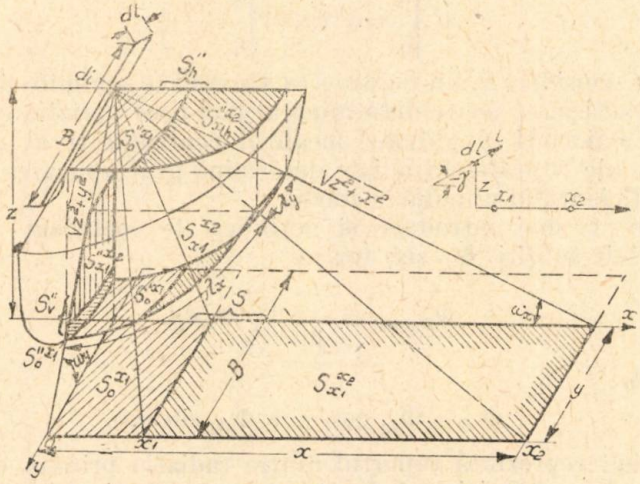


Fig. 12

unghiulari locali, referitori la proiecția verticală sau orizontală a suprafeței elementare di, sub forma

$$\left.\begin{aligned}\Phi_h &= \frac{1}{\pi}\left[\frac{\lambda_x}{2}\cos\omega_y + \frac{\lambda_y}{2}\cos\omega_x\right],\\ \Phi_v &= \frac{1}{\pi}\left[\frac{\frac{\pi}{2}-\omega_y}{2} - \frac{\lambda_y}{2}\sin\omega_x\right],\end{aligned}\right\} \tag{35}$$

care, ținînd seama de coordonatele suprafețelor pot fi transformate în

$$\left.\begin{aligned}\Phi_h &= \frac{1}{2\pi}\left[\frac{y}{\sqrt{z^2+y^2}}\operatorname{arctg}\frac{x}{\sqrt{z^2+y^2}} + \frac{x}{\sqrt{z^2+x^2}}\operatorname{arctg}\frac{y}{\sqrt{z^2+x^2}}\right],\\ \Phi_v &= \frac{1}{2\pi}\left[\operatorname{arctg}\frac{y}{z} - \frac{z}{\sqrt{z^2+x^2}}\operatorname{arctg}\frac{y}{\sqrt{z^2+x^2}}\right].\end{aligned}\right\} \tag{36}$$

Coeficientul unghiular local va fi atunci

$$\Phi_{[x,\,y],\,di} = \Phi_h\cos\gamma + \Phi_v\sin\gamma. \tag{37}$$

Dacă suprafața radiantă se îndinde pe distanțe $x_2 - x_1$

$$\Phi_{[x_2-x_1,\,y],\,di} = \Phi_h\int_{x_1}^{x_2}\cos\gamma + \Phi_v\int_{x_1}^{x_2}\sin\gamma. \tag{37'}$$

Pentru y = const. se pot obține atunci două familii de curbe

$$\left.\begin{aligned} \Phi_h \Big|_{x_1}^{x_2} &= \chi(x,z) \Big|_{x_1}^{x_2}, \\ \Phi_v \Big|_{x_1}^{x_2} &= \chi'(x,z) \Big|_{x_1}^{x_2}. \end{aligned}\right\} \tag{38}$$

Dacă se consideră z, un parametru variabil în anumite limite impuse de situație practică, se poate determina atunci ușor variația coeficientului unghiular. Coeficienți unghiulari locali ai centrului și ai unor puncte caracteristice ale suprafeței iradiate determină prin aplicarea relației (34) valoarea coeficientului unghiular mediu.

Seibert mai introduce și noțiunea de coeficient unghiular al unei fășii infinit subțiri Φ_B sub forma

$$\Phi_{B\text{mediu}} = \frac{1}{y} \cdot 2 \int_0^y \Phi_B dy. \tag{39}$$

De asemenea,

$$\Phi_B = \Phi_{B_h} \cos\gamma + \Phi_{B_v} \sin\gamma.$$

Acest coeficient reprezintă raportul dintre radiația primită de elementul infinit mic central al fășiei față de radiația suprafeței emițătoare

$$\left.\begin{aligned} \Phi_{B_h} &= \frac{1}{\pi}\left[\frac{x}{\sqrt{z^2+x^2}} \operatorname{arctg}\frac{1}{\sqrt{z^2+x^2}} + \sqrt{z^2+1} \operatorname{arc\,tg}\frac{x}{\sqrt{z^2+1}} - z \operatorname{arc\,tg}\frac{x}{z}\right] \\ \Phi_{B_v} &= \frac{1}{\pi}\left[\operatorname{arctg}\frac{1}{z} - \frac{z}{\sqrt{z^2+x^2}} \operatorname{arctg}\frac{1}{\sqrt{z^2+x^2}} + \frac{z}{2} \ln_e \frac{(z^2+x^2+1)z^2}{(z^2+x^2)(z^2+1)}\right]. \end{aligned}\right\} \tag{40}$$

5.2.c) Metoda lui Kraehenbuehl - Wisseman [7]

Folosind principiul proiecției pe sfera unitară utilizat de Nusselt și Seibert, metoda cercetătorilor americani rezolvă cu ușurință probleme din tehnica iluminatului și poate fi extinsă la domeniul schimbului de căldură radiant. Ea este valabilă pentru suprafețe radiante de orice contur. Pentru aplicarea ei este necesară cunoașterea latitudinii și longitudinii unui punct curent de pe conturul sau din interiorul suprafeței emitente. Prin întocmirea unui tabel al coordonatelor goniometrice ale conturului și suprafeței, aceasta poate fi transpusă pe suprafața unui sfert de sferă cu centrul în punctul iradiat. Centrul corespunde și cu originea coordonatelor de referință față de care se aleg coordonatele goniometrice. Proiecția suprafeței oarecare din spațiu, pe planul de bază al sferei, pune la dispoziție valoarea funcției generale de schimb măsurată în m^2 între suprafața radiantă și punctul iradiat. Aplicînd relația (34) se poate obține apoi valoarea coeficientului unghiular mediu. Raza sferei unitare se alege convenabil. Pentru determinarea latitudinilor și longitudinilor, atunci cînd se cunosc coordonatele punctelor curente se utilizează abaca din figura 13, al cărei mod de întrebuințare rezultă de pe

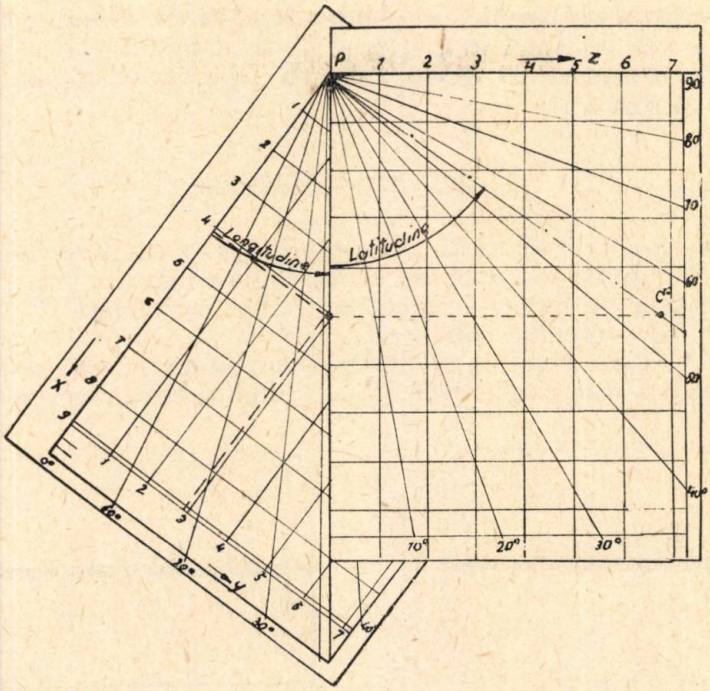

P
1
2
3
4
5
z
6
7
90
80
70
60
50
40°
Longitudine
Latitudine
x
y
0°
60°
30°
10°
20°
30°

Fig. 13

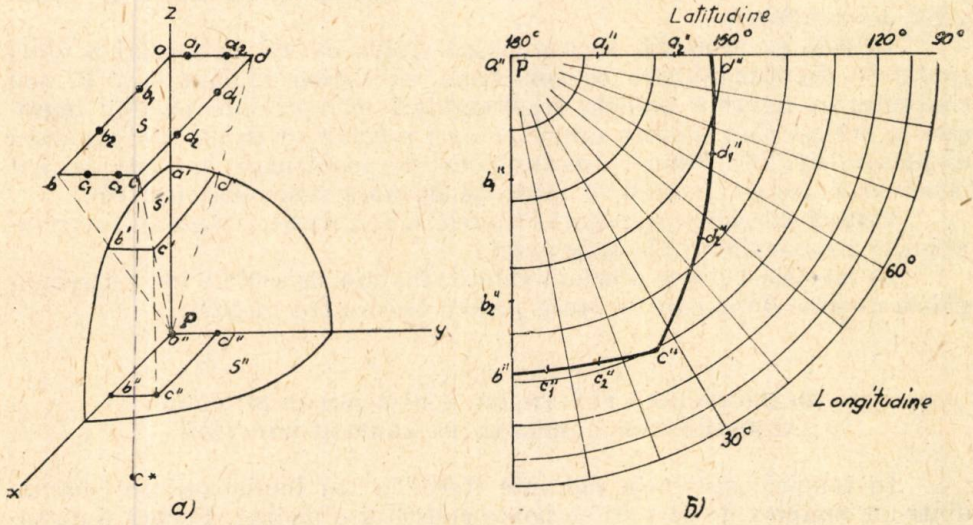

z
o
a_1
a_2
d
b_1
d_1
S
b_2
d_2
b
c_1
c_2
c
a'
d'
S'
b'
c'
P
o''
d''
y
S''
b''
c''
x
c*
a)
Latitudine
180°
a_1''
a_2''
150°
120°
90°
a''
P
d''
d_1''
b_1''
d_2''
60°
b_2''
c''
b''
c_1''
c_2''
Longitudine
30°
b)

Fig. 14

figură. Pentru a obține direct valoarea funcției de schimb coordonatele goniometrice se transpun în diagrame de tipul figurii 14, iar aria planimetrată pe diagramă dă direct valoarea $H_{di.k}$. Construcția diagramei apare tot în figura 14.

5.3. REZOLVĂRI ALGEBRICE

Metodele algebrice au la bază proprietățile de reciprocitate și aditivitate ale fluxurilor omogene examinate la punctele 4.2, 4.3, 4.4, 4.5, cu ajutorul cărora se stabilesc dependențe algebrice liniare între funcțiile de schimb ale sistemului considerat.

Prin defalcări adecvate de fluxuri și suprafețe se obțin pe cale analitică sau grafică valorile unor funcții de schimb simple, raportate la supra-

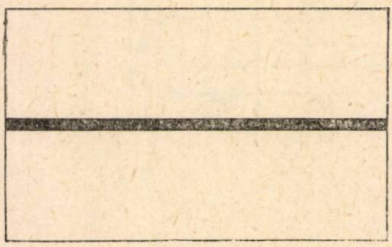


Fig. 15

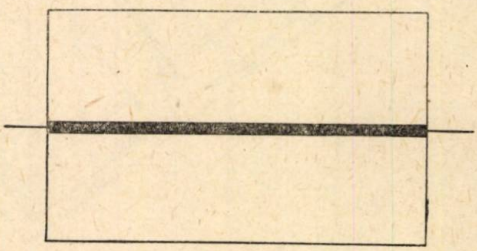


Fig. 16

fețele defalcate, care combinate apoi pe baza principiilor de mai sus, pot rezolva și cazuri de sisteme geometrice care la prima vedere ar părea greu de soluționat.

În cele ce urmează, se analizează cîteva cazuri de așezări a două suprafețe dreptunghiulare ce constituie un sistem radiant [4]. Pentru simplificarea figurilor ambele dreptunghiuri se reprezintă cu linii îngroșate în același plan. Pentru dreptunghiuri paralele nu există nici un semn distinctiv (fig. 15). Pentru dreptunghiuri perpendiculare, muchia de perpendicularitate este scoasă în evidență în afara desenului (fig. 16).

Pentru simplificarea notației literele a, b, c, d etc., denumesc dreptunghiurile independente ale sistemului.

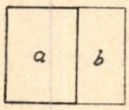
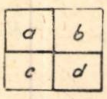
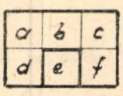
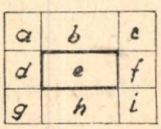
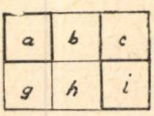
În tabelele 3 și 4 se prezintă valorile funcției de schimb între dreptunghiuri dispuse după cum se arată pentru fiecare caz în parte.

6. DETERMINAREA FUNCȚIILOR ȘI FACTORILOR DE FORMĂ AI SISTEMELOR COMPLEXE DE CORPURI RADIANTE

În tehnică, sistemele radiante (termice sau luminoase) se compun dintr-un complex de corpuri ce poate constitui o încintă. Forma și dispoziția corpurilor incinteï cît și natura lor, și cea a mediului din interiorul

Tabela 3

Suprafeţe paralele

Simbolul cazului	Formula de calcul a funcţiei de schimb
	$H_{a,b}=\frac{1}{2}(H_{ab}{}^{*},{}_{ab}-H_{a,a},-H_{b,b})$ $^{*}ab$ simbolizează $a+b$
	$H_{a,ab}=\frac{1}{2}(H_{ab,ab}+H_{a,a}-H_{b,b})$
	$H_{a,a}=\frac{1}{4}(H_{abcd,abcd}-H_{ab,ab}-H_{ca,ca}-H_{bd,bd}-H_{cd,cd}+$ $+H_{a,a}+H_{b,b}+H_{c,c}+H_{d,d})$
	$H_{e,abcdef}=\frac{1}{4}(H_{abde,abde}+H_{bcef,bcef}+H_{de,de}+H_{fe,fe}-$ $-H_{ab,ab}-H_{ad,ad}-H_{bc,bc}-H_{fc,fc}+H_{a,a}+$ $+H_{c,c}+H_{d,d}+H_{f,f})$
	$H_{e,abcdefghi}=\frac{1}{4}(H_{abde,abde}+H_{bcef,bcef}+H_{efhi,efhi}+H_{dgeh,dgeh}-$ $-H_{ab,ab}-H_{ad,ad}-H_{cf,cf}-H_{bc,bc}-H_{ib,ib}-$ $-H_{fi,fi}-H_{dg,dg}-H_{gh,gh}+H_{a,a}+H_{c,c}+$ $+H_{i,i}+H_{g,g})$
	$H_{a,i}=\frac{1}{4}[H_{abcdefghi,abcdefghi}-H_{abcde,abcde}-H_{abdegh,abdegh}-$ $-H_{defghi,defghi}-H_{bcefhi,bcefhi}+H_{abde,abde}+H_{degh,degh}+$ $+H_{bcef,bcef}+H_{efhi,efhi}+H_{beh,beh}+H_{def,def}-H_{de,de}-$ $-H_{bb,bb}-H_{ef,ef}-H_{eh,eh}+H_{e,e}]$
	$H_{a,i}=(H_{abcghi,abcghi}-H_{abgh,abgh}-H_{bchi,bchi}-H_{abc,abc}-$ $-H_{ghi,ghi}+H_{ab,ab}+H_{bc,bc}+H_{gh,gh}+H_{hi,hi}+H_{bh,bh}-$ $-H_{b,b}-H_{h,h})$

(continuare tabela 3)

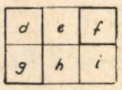
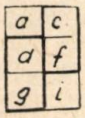
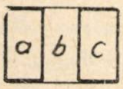
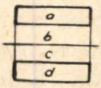
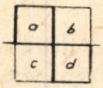
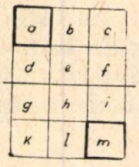
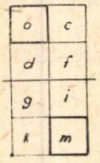
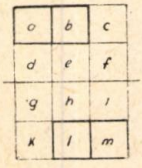
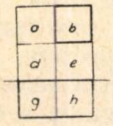
Simbolul cazului	Formula de calcul a funcţiei de schimb
	$H_{ag,cf} = \frac{1}{4}(H_{abcdefghi,abcdefghi} - H_{abdegh,abdegh} - H_{bcefhi,bcefhi} - H_{abc,abc} - H_{ghi,ghi} + H_{beh,beh} + H_{def,def} + H_{ab,ab} + H_{bc,bc} + H_{gh,gh} + H_{hi,hi} - H_{de,de} - H_{ef,ef} - H_{b,b} - H_{h,h} + H_{e,e})$
	$H_{dg,f} = \frac{1}{4}(H_{defghi,defghi} - H_{degh,degh} - H_{efhi,efhi} - H_{ghi,ghi} + H_{def,def} + H_{eh,eh} + H_{eh,eh} + H_{gh,gh} + H_{hi,hi} - H_{de,de} - H_{ef,ef} - H_{h,h} - H_{e,e})$
	$H_{dg,cf} = \frac{1}{4}(H_{acdfgi,acdfgi} - H_{adg,adg} - H_{cfi,cfi} - H_{ac,ac} - H_{gi,gi} + H_{df,df} + H_{a,a} + H_{c,c} + H_{g,g} + H_{i,i} - H_{d,d} - H_{f,f})$
	$H_{degh,bcef} = \frac{1}{4}[H_{abcdefghi,abcdefghi} + H_{def,def} + H_{beh,beh} - H_{abc,abc} - H_{ghi,ghi} - H_{adg,adg} - H_{cfi,cfi} + H_{a,a} + H_{c,c} + H_{g,g} + H_{i,i} - H_{d,d} - H_{b,b} - H_{h,h} + H_{e,e}]$
	$H_{a,c} = \frac{1}{2}(H_{abc,abc} - H_{ab,ab} - H_{bc,bc} + H_{b,b})$
	$H_{ab,bc} = \frac{1}{2}(H_{abc,abc} - H_{a,a} - H_{c,c} - H_{b,b})$

Tabela 4

Suprafețe perpendiculare

Simbolul cazului	Formula de calcul a funcției de schimb
	$H_{a,d} = H_{ab,cd} - H_{ab,c} - H_{b,cd} + H_{b,c}$
	$H_{a,d} = \frac{1}{2}(H_{ab,cd} - H_{a,c} - H_{b,d})$
	$H_{b,ghi} = \frac{1}{2}(H_{abde,gh} + H_{bcef,hi} - H_{de,gh} - H_{ef,hi} - H_{ad,g} - H_{cf,i} + H_{d,g} + H_{f,i})$.
	$H_{a,m} = \frac{1}{2}(H_{abcdef,ghiklm} - H_{abcdef,ghi} - H_{def,ghiklm} - H_{bcef,hilm} - H_{abde,ghkl} + H_{bef,hi} + H_{abde,gh} + H_{de,ghkl} + H_{ef,hilm} + H_{def,ghi} + H_{de,gh} + H_{ef,hi} + H_{be,hl} - H_{bc,h} - H_{e,hl} + H_{e,h})$
	$H_{a,m} = \frac{1}{2}(H_{acdf,gikm} - H_{acdf,gi} - H_{df,gikm} - H_{ad,gk} - H_{cf,im} + H_{ad,g} + H_{cf,i} + H_{d,gk} + H_{f,im} + H_{df,gi} + H_{d,g} + H_{f,i})$
	$H_{ab,lm} = \frac{1}{2}(H_{abcdef,ghiklm} - H_{abcdef,ghi} - H_{def,ghiklm} + H_{def,ghi} - H_{ad,gk} - H_{cf,im} + H_{be,hl} + H_{ad,g} + H_{cf,i} - H_{be,h} - H_{e,hl} + H_{f,im} + H_{d,gk} + H_{e,h} - H_{d,g} - H_{f,i})$
	$H_{b,gh} = \frac{1}{2}(H_{abde,gh} - H_{de,gh} + H_{be,h} - H_{ad,g} + H_{d,g} - H_{e,h})$.

acesteia, sînt factori preponderenți în cadrul determinării caracteristicilor radiante ale sistemului.

S-a arătat că o dată cu numărul corpurilor crește și numărul relațiilor algebrice ce le leagă. Menținînd principiul metodei algebrice prezentate la punctul 5.3, bazată pe cunoașterea funcțiilor generale de sch mb între două suprafețe simple (ca dreptunghiuri perpendiculare sau paralele), în mod analog, rezolvarea sistemelor complexe de corpuri ce au forme, curburi și așezări diferite în cadrul incintei, se bazează pe descompunerea acestora în suprafețe de schimb simple care două cîte două să permită determinarea factorilor de formă cu ajutorul uneia din metodele expuse anterior.

În rezolvare, în afară de numărul mare de relații impus de numărul suprafețelor defalcate, mai apare și inconvenientul că acestea pot avea coeficienți de absorbție diferiți, ceea ce aduce în calcul și radiația reflectată de ele. De asemenea, trebuie ținut seama și de faptul că radiația termică se consideră perfect difuză.

6.1. SCHIMB RADIANT ÎNTR-O INCINTĂ VIDĂ [1]

O suprafață oarecare a unei incinte, practic vorbind, nu este niciodată total radiantă. După cum s-a arătat în ralația (3) de la această suprafață pot pleca fluxul propriu și fluxul reflectat. O despărțire fizică a acestor fluxuri nu este posibilă. Ele se introduc în calcule pentru a ușura demonstrațiile. Dacă se stabilesc ipotezele :

a) suprafețele difuzează conform legii Lambert,

b) suprafețele studiate au un factor de reflexie independent de raza difuzată,

c) mediul de propagare cît și suprafețele nu sînt absorbante,

atunci ecuația radianțelor reflectate a diferitelor elemente de suprafață ale incintei respective se poate scrie

$$R_{ef}(P) = R_p(P) + \rho_{(P)} \iint_S R_{ef}(Q) d^4H(P,Q), \tag{41}$$

unde

P, Q sînt două puncte curente ale incintei,

$R_{ef}(P)$ radianța efectivă în P,

$\rho_{(P)}$ coeficientul de reflexie în P,

$R_{ef}(Q)$ radianța efectivă în Q,

$d^4H(P,Q)$ elementul diferențial al funcției de schimb între (P,Q), unde elementul din P este egal cu unitatea, iar cel din Q este variabil.

Relația (41) este valabilă pentru cazul radianței efective, de o parte și de alta a semnului egal intervenind termenii ce țin seama de emisia proprie a corpurilor în punctele P, Q. Pentru rezolvarea ecuației (41) incinta de suprafața S se descompune în n suprafețe simple și se calcu-

leză radianța efectivă medie a domeniilor respective cu următoarea metodă generală de calcul pentru care se prezintă cîteva noțiuni de bază :

Matrice de schimb. Se numește matricea formată de funcțiile de schimb $H_{i,j}$ între domeniile (i,j)

$$\|H\| = \begin{Vmatrix} H_{11} H_{12} \ldots H_{1n} \\ \cdot \cdot \cdot \cdot \cdot \cdot \cdot \\ \cdot \cdot \cdot \cdot \cdot \cdot \cdot \\ H_{n1} H_{n2} \ldots H_{nn} \end{Vmatrix} .$$

Antireflectanță. Dacă ρ este reflectanța unei suprafețe atunci prin antireflectanță se înțelege $\alpha = \frac{1}{\rho}$.

Matrice de antireflectanță. Ea este definită de

$$\|\alpha S\| = \|\begin{Vmatrix} \alpha_1 S_1 & 0 & \ldots 0 \\ 0 & \alpha_2 S_2 \ldots 0 \\ \cdot & \cdot \cdot \cdot \cdot \cdot \\ 0 & 0 \ldots \alpha_n S_n \end{Vmatrix} .$$

Vector flux general. Dacă fiecare domeniu primește un flux direct φ_i, vectorul flux general va fi

$$\bar{\varphi} = (\overline{\varphi_1, \varphi_2, \varphi_3, \ldots, \varphi_n}) .$$

Analog, *vectorul radianță general* este

$$\bar{R} = (\overline{R_1, R_2, \ldots, R_n}) .$$

Soluția generală a ecuației (41) este atunci , sub formă matricială

$$\bar{R} = \frac{\bar{\varphi}}{\overline{\overline{\alpha S - H}}} = \overline{\overline{\lambda}} . \bar{\varphi} . \tag{42}$$

Dacă presupunem că cele două suprafețe (i,k) din cadrul incintei sînt absorbante, atunci schimbul de căldură poate fi scris sub forma

$$Q_{i,k} = c H_{ik} m_{ik} [T_i^4 - T_k^4] ,$$

coeficientul m_{ik} depinzînd de caracteristicile emisive ale suprafețelor, cît și de factori de formă. Prin aplicarea relației (42) în cazul unei incinte cu m pereți independenți, simpli, se găsește

$$m_{12} = (1 - \alpha_1)(1 - \alpha_2) \frac{S_1 S_2}{H_{12}} \frac{\Delta_{12}}{\Delta} , \tag{43}$$

unde

$$\Delta = \begin{vmatrix} \alpha_1 S_1 - H_{11}, - H_{12} \ldots - H_{1n} \\ \cdot \cdot \cdot \cdot \cdot \cdot \cdot \cdot \cdot \cdot \cdot \cdot \cdot \cdot \\ \cdot \cdot \cdot \cdot \cdot \cdot \cdot \cdot \cdot \cdot \cdot \cdot \cdot \cdot \\ -H_{n1}, -H_{n2}, \ldots \ldots \alpha_n S_n - H_{nn} \end{vmatrix}$$

şi

$$\Delta_{12} = \begin{vmatrix} -H_{12}, \cdot \cdot \cdot \cdot \cdot \cdot \cdot - H_{1n} \\ -H_{32}, \alpha_3 S_3 - H_{33}, \ldots - H_{3n} \\ \cdot \cdot \cdot \cdot \cdot \cdot \cdot \cdot \cdot \cdot \cdot \cdot \cdot \cdot \\ \cdot \cdot \cdot \cdot \cdot \cdot \cdot \cdot \cdot \cdot \cdot \cdot \cdot \cdot \\ -H_{n1}, \cdot \cdot \cdot \cdot \cdot \cdot \alpha_n S_n - H_{nn} \end{vmatrix}$$

Particularizarea acestor soluţii la cazul schimbului de căldură radiant între două plane paralele infinite despărţite de un mediu diatherman conduce la

$$m_{12} = \frac{(1 - \alpha_1)(1 - \alpha_2) S_1 S_2}{H_{12}^2 - (\alpha_1 S_1 - H_{11})(\alpha_2 S_2 - H_{22}).} \tag{44}$$

Avînd în vedere că $H_{11} = H_{22} = 0$; şi $H_{12} = S_1 = S_2$ rezultă

$$m_{12} = \frac{(1 - \alpha_1)(1 - \alpha_2)}{\alpha_1 \alpha_2 - 1} = \frac{\varepsilon_1 \varepsilon_2}{\varepsilon_1 + \varepsilon_2 - \varepsilon_1 \varepsilon_2}, \tag{44'}$$

caz clasic rezolvat şi pe alte căi.

Demonstraţia matricială a schimbului radiant de căldură într-o incintă vidă se datoreşte lui Cadiergues. Vulis şi Klingher [8] folosind o relaţie dată de Poliak au ajuns la rezultate analoage.

7. DETERMINAREA VALORILOR FUNCŢIILOR ŞI FACTORILOR DE FORMĂ PRIN MEDELARE OPTICĂ [8], [9]

Principiul modelării optice se bazează pe analogia repartiţiei spaţiale a radiaţiilor termice şi a radiaţiilor luminoase difuze. Beneficiind de formulări asemănătoare, repartiţiile geometrice ale fluxurilor permit modelarea fluxului termic prin flux luminos. Metoda este valabilă pentru suprafeţe de contur şi formă oarecare. De asemenea metoda permite lucrul cu instalaţii reduse la scară, fapt util în calculele de predeterminarea valorilor lui Φ.

La o anumită scară de proporţionalitate a modelului faţă de instalaţia reală, coeficienţii unghiulari locali sau medii îşi menţin valoarea indiferent de natura radiaţiilor (luminoase sau termice, dar difuze) şi de temperatură, pentru un sistem de corpuri cu coeficienţi de absorbţie ce reproduc pe cei ai instalaţiei reale. Dacă se măsoară fluxul energetic radiant emis de

o suprafață și modelat prin radiații luminoase și fluxul luminos recepționat pe o altă suprafață din sistem se pot defini analog valori de coeficienți locali și medii de formă.

Raportînd fluxurile măsurate cu un același aparat de măsură (nu mai trebuie introduse constante de proporționalitate) se obțin valorile coeficienților unghiulari locali sau medii sub forma

$$\Phi_{\Delta i,k} = \frac{I_{\Delta i,k} \cdot S_k}{I_i \cdot \Delta S_i} \text{ respectiv } \Phi_{ik} = \frac{I_{i,k} \cdot S_k}{I_i \cdot S_i} . \tag{45}$$

Prin măsurarea optică a valorilor I sau $[I \cdot S.]$ (intensitate sau flux luminos) cu ajutorul unei celule fotoelectrice sau al unei sfere Ulbricht rezultă prin raportare valorile căutate.

Pentru reușita experiențelor fluxul emis trebuie să fie cît mai uniform și difuz iar suprafețele incintei model trebuie să redea fidel absorbția din instalația reală, păstrînd de asemenea proprietăți de difuziune.

ANEXA

FUNCȚIA YAMAUTI

tgω	Ψ′(ω)	tgω	Ψ′(ω)	tgω	Ψ′(ω)	tgω	Ψ′(ω)
0,00		0,50	0,55236	1,00	0,39270	2,50	0,21699
0,01	1,5263	0,51	0,54850	1,01	0,39052	2,60	0,21083
0,02	1,3530	0,52	0,54384	1,02	0,38837	2,70	0,20500
0,03	1,2517	0,53	0,53927	1,03	0,38624	2,80	0,19950
0,04	1,1798	0,54	0,53480	1,04	0,38413	2,90	0,19430
0,05	1,1240	0,55	0,53042	1,05	0,38206	3,0	0,18936
0,06	1,0784	0,56	0,52612	1,06	0,38000	3,1	0,18467
0,07	1,0399	0,57	0,52190	1,07	0,37797	3,2	0,18022
0,08	1,0066	0,58	0,51777	1,08	0,37596	3,3	0,17598
0,09	0,97715	0,59	0,51371	1,09	0,37398	3,4	0,17194
0,10	0,95085	0,60	0,50973	1,10	0,37203	3,5	0,16807
0,11	0,92707	0,61	0,50581	1,12	0,36815	3,6	0,16440
0,12	0,90537	0,62	0,50197	1,14	0,36439	3,7	0,16088
0,13	0,88541	0,63	0,49820	1,16	0,36067	3,8	0,15749
0,14	0,86693	0,64	0,49449	1,18	0,35707	3,9	0,15425
0,15	0,84975	0,65	0,49085	1,20	0,35352	4,0	0,15117
0,16	0,83368	0,66	0,48727	1,22	0,35008	4,2	0,14539
0,17	0,81859	0,67	0,48374	1,24	0,34667	4,4	0,14000
0,18	0,80437	0,68	0,48028	1,26	0,34333	4,6	0,13500
0,19	0,79093	0,69	0,47687	1,28	0,34007	4,8	0,13036
0,20	0,77819	0,70	0,47352	1,30	0,33688	5,0	0,12595
0,21	0,76607	0,71	0,47022	1,32	0,33377	5,2	0,12211
0,22	0,75453	0,72	0,46697	1,34	0,33068	5,4	0,11815
0,23	0,74351	0,73	0,46378	1,36	0,32766	5,6	0,11454
0,24	0,73297	0,74	0,46063	1,38	0,32472	5,8	0,11118
0,25	0,72286	0,75	0,45753	1,40	0,32181	6,0	0,10802
0,26	0,71316	0,76	0,45448	1,42	0,31896	6,5	0,10087
0,27	0,70383	0,77	0,45147	1,44	0,31618	7,0	0,0344
0,28	0,69485	0,78	0,44851	1,46	0,31344	7,5	0,08909
0,29	0,68619	0,79	0,44559	1,48	0,31074	8,0	0,08418
0,30	0,67784	0,80	0,44272	1,50	0,30804	9,0	0,07585
0,31	0,66976	0,81	0,43988	1,55	0,30168	9,5	0,07227
0,32	0,66195	0,82	0,43708	1,60	0,29555	10	0,06903
0,33	0,65439	0,83	0,43433	1,65	0,28967	11	0,06334
0,34	0,64706	0,84	0,43161	1,70	0,28401	12	0,05853
0,35	0,63995	0,85	0,42893	1,75	0,27858	13	0,05440
0,36	0,63305	0,86	0,42629	1,80	0,27338	14	0,05082
0,37	0,62634	0,87	0,42368	1,85	0,26835	15	0,04369
0,38	0,61982	0,88	0,42111	1,90	0,26354	20	0,03646
0,39	0,61348	0,89	0,41857	1,95	0,25888	30	0,02481
0,40	0,60731	0,90	0,41606	2,00	0,25439	40	0,01881
0,41	0,60129	0,91	0,41359	2,05	0,25009	50	0,01517
0,42	0,59543	0,92	0,41115	2,10	0,24590	100	0,00770
0,43	0,58971	0,93	0,40874	2,15	0,24186		
0,44	0,58413	0,94	0,40636	2,20	0,23796		
0,45	0,57869	0,95	0,40401	2,25	0,23418		
0,46	0,57337	0,96	0,40169	2,30	0,23052		
0,47	0,56817	0,97	0,39940	2,35	0,22698		
0,48	0,56309	0,98	0,39714	2,40	0,22357		
0,49	0,55812	0,99	0.39491	2,45	0,22025		

ФУНКЦИИ ОБМЕНА И ФАКТОРЫ ФОРМ ИЗЛУЧАЮЩИХ ТЕПЛОВЫХ СИСТЕМ

КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ

Настоящая работа представляет собой синтез аналитических, графоаналитических или алгебраических методов, применяемых при вычислении общих функций обмена и факторов форм простых или сложных излучающих систем, расположенных в прозрачной среде.

FONCTIONS D'ÉCHANGE ET FACTEURS DE FORME DES SYSTÈMES THERMIQUES RADIANTS

RÉSUMÉ

L'étude présente une synthèse des méthodes analytiques, graphoanalytiques et algébriques utilisées lors du calcul des fonctions générales d'échange et des facteurs de forme des systèmes thermiques radiants, simples ou complexes, situés dans un milieu transparent.

BIBLIOGRAFIE

1. R. CADIERGUES, Chaleur et Industrie, *1* (1953).
2. G. L. POLIAK, Izv. Energ. Inst. u. Krijanovskovo, **III**, 53 (1934).
3. M. GERBEL, *Die Grundgesetze der Wärmestrahlung.* Julius Springer, Berlin, 1917, 76.
4. F. SQUASSI, La Termotecnica, *5*, (1957).
5. A. MACSKASY, Heizung Lüftung Haustehnik, *5* (1957).
6. O. SEIBERT, *Die Wärmeaufnahme der bestrahlten Kesselheizfläche.* VDI Heft 324 (1930).
7. I. O. KRAEHENBUEHL, R. S. WISEMAN, Ill. Eng. *11* (1955), Ill. Eng. *12* (1955).
8. L. A. VULIS, V. G. KLINGHER, *Probleme de fizică tehnică.* Biblioteca analelor Romîno-Sovietice. Seria tehnică 1944—1945.
9. Б. С. ПЕТУХОВ, *Экспериментальное исследование процессов теплопередачи.* Госэнергоиздат, Москва-Ленинград, 1952, 344.

ASUPRA CARACTERISTICILOR DE FUNCŢIONARE A CAZANULUI VUIA

DE

N. ANTONESCU, C. HAIDUC, E. KIMMEL şi L. COSTEA

Într-un articol anterior *) au fost analizate, pe baza cercetărilor efectuate asupra unui cazan experimental de 1 t/h, caracteristicile termice şi hidrodinamice ale cazanului Vuia. În acest articol se vor analiza unele aspecte funcţionale ale cazanului, necesare pentru aprecierea lui în exploatare, pentru delimitarea domeniului său de utilizare şi pentru îmbunătăţirile ce se pot aduce tipului original al cazanului Vuia.

I. BAZA EXPERIMENTALĂ

În decursul cercetărilor s-au efectuat studii asupra a două tipuri de cazane: unul de 200 kg/h şi celălalt de 1 000 kg/h abur.

Experienţele au fost făcute cu petrol. S-au efectuat şi cîteva încercări de ardere a motorinei şi a combustibilului special de calorifer, pentru a studia şi posibilitatea utilizării combustibililor mai ieftini.

Probele au fost făcute la diverse debite ale cazanului, cuprinse între limitele 45 şi 180 kg/h abur, producîndu-se în tot timpul abur supraîncălzit între 250 şi 400°C şi cu o presiune de 15—50 kg/cm^2.

Principala etapă în cercetarea cazanului de 200 kg/h a fost executarea unei probe de durată, necesară pentru a stabili comportarea materialului diverselor piese ale cazanului la solicitare termică îndelungată. Piesele solicitate termic care trebuiau verificate în funcţionare de durată au fost: tubul focar, serpentina care înconjură tubul focar, cămaşa cilindrică separatoare între prima şi a doua cameră de gaze şi zona centrală a celor două capace ale cazanului.

*) N. Antonescu, C. Haiduc, E. Kimmel, L. Costea, *Regimul termic şi hidrodinamic al cazanului experimental Vuia.* Studii şi cercetări de energetică **VIII**, *1*, 21 (1958).

Concomitent, un alt aspect important al cercetărilor a fost determinarea unor caracteristici de utilizare cum ar fi : manevrele necesare la pornirea și oprirea cazanului, siguranța și stabilitatea cazanului în funcționare, economicitatea instalației în ansamblu, condițiile necesare apei de alimentare și combustibilului și, ca un rezultat al observațiilor făcute, posibilitatea de îmbunătățire constructivă și funcțională a tipului original al cazanului Vuia.

Cazanul de 1 000 kg/h abur, construit de Institutul de energetică în vederea unor studii mai aprofundate privind caracteristicile termice și hidrodinamice ale cazanului Vuia, a constituit baza experimentală a unei noi serii de experimentări în anii 1956—1957.

Cazanul de 1 000 kg/h era similar cazanului de 200 kg/h ca dispoziție a suprafețelor de schimb și ca traseu al gazelor de ardere. Una din deosebirile constructive totuși existente, a fost montarea a 8 țevi în paralel, constituind traseul apă-abur, în comparație cu numai 2 țevi în paralel, necesare la cazanul de 200 kg/h. După cum se va analiza ulterior, această deosebire constructivă, necesară de altfel la toate cazanele Vuia cu debite mai mari, a generat unele probleme funcționale noi privind uniformitatea repartiției debitelor pe serpentine.

S-au făcut experiențe între limitele 0,2 și 0,8 din sarcina maximă proiectată a cazanului.

În afara cercetărilor privind regimul termic și hidrodinamic al cazanului, o importantă problemă de studiu a fost, ca și la cazanul de 200 kg/h, determinarea caracteristicilor de funcționare și de exploatare ale cazanului Vuia în varianta constructivă originală, caracteristice ce fac obiectul prezentului articol.

Este necesar de menționat că timpul de experimentare a cazanului de 1 t/h s-a ridicat la aproximativ 200 ore de funcționare, ceea ce a constituit un timp relativ lung și suficient pentru aprecierea cazanului, ținînd seama de faptul că punerea în regim a cazanului, ca și oprirea lui, nu necesită mai mult de 10 minute.

II. ANALIZA FUNCȚIONALĂ A CAZANULUI ÎN ANSAMBLU

1. *Pornirea cazanului.* La cazanul Vuia original, aprinderea inițială a jetului de amestec petrol-aer se face cu ajutorul unei bujii plasate pe capacul superior al cazanului. Forma jetului de amestec necesar aprinderii de la bujie este dată în figura 1*a*.

Pentru obținerea acestei forme alungite a jetului cu carburatorul Vuia, există un sistem de dirijare a jetului printr-un ajutaj central.

După realizarea aprinderii de la bujie se lasă o perioadă de cîteva minute jetul de amestec sub formă inițială, pînă cînd are loc o încălzire a părții superioare a tubului focar pînă la aproximativ 900—1000°C, după care unghiul conului format de jet în tub se mărește treptat în așa fel încît jetul de amestec să ia tot mai mult contact cu pereții tubului focar și să se aprindă de la ei.

În aceste poziții noi, turbulizarea jetului de amestec joacă un mare rol în amestecarea intimă a produselor de ardere completă sau parțială, cu amestecul de carburant rece și în aprinderea acestuia din urmă. Ținînd seama și de existența unui schimb intens de căldură prin convecție și radiație de la tub, se explică posibilitatea menținerii procesului de ardere în tub fără a mai fi necesară aprinderea de la bujie. Datorită acestui fapt, după realizarea aprinderii de la pereții incandescenți ai tubului focar și de la produsele de ardere cu temperatură ridicată prin amestec, se scoate

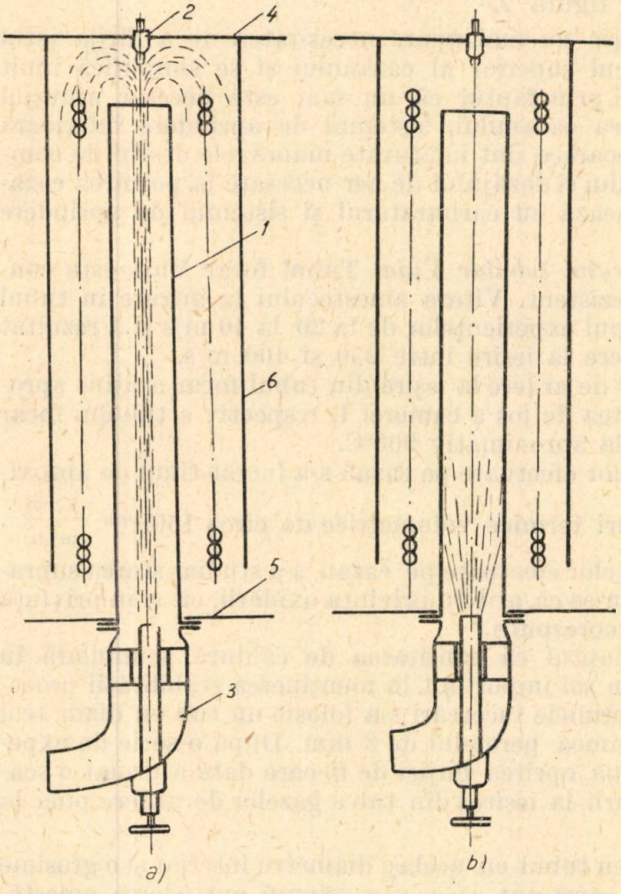


Fig. 1

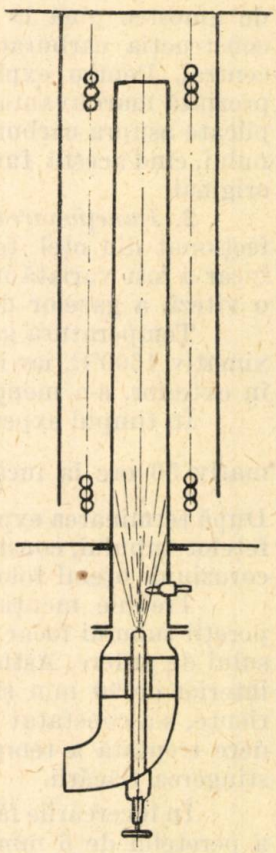


Fig. 2

din funcție bujia. Forma jetului de amestec, după aducerea elementelor carburatorului în poziția de funcționare, este dată în figura 1 *b*. În acest caz, cea mai mare parte din cantitatea de aer necesară arderii se introduce în tub prin canalele elicei de turbionare.

În perioada cînd aprinderea amestecului se face de la bujie se lucrează cu un exces de combustibil pentru ca aprinderea să fie cît mai sigură.

După trecerea pe aprindere de la tub se procedează la o micşorare a excesului de combustibil păstrînd pe cît posibil un amestec optim din punct de vedere funcţional şi economic (exces de aer 1,02—1,05).

După cum reiese din cele de mai sus, în cazul aprinderii superioare, se impune necesitatea dirijării pînă la capacul superior al amestecului carburant la pornire, ceea ce duce la o importantă creştere a pierderilor de presiune în sistem. Se recomandă deci folosirea aprinderii inferioare a jetului de amestec în care caz bujia se introduce în peretele tubului focar după cum este arătat în figura 2.

Cu această construcţie nu mai apare necesitatea de a dirija jetul de amestec pînă la capacul superior al cazanului şi se simplifică mult construcţia carburatorului prin faptul că nu mai este necesar ajutajul central. Pentru exploatarea cazanului, sistemul de aprindere inferioară prezintă mari avantaje, deoarece sînt înlăturate manevrele destul de complicate asupra carburatorului şi dozajului de aer necesare la pornirea cazanului, cînd acesta funcţionează cu carburatorul şi sistemul de aprindere original.

2. *Funcţionarea focarului tubular Vuia.* Tubul focar Vuia este confecţionat din oţel termorezistent. Viteza amestecului la intrare în tubul focar a fost variată în timpul experienţelor de la 20 la 40 m/s şi a rezultat o viteză a gazelor de ardere la ieşire între 250 şi 400 m/s.

Temperatura gazelor de ardere la ieşire din tubul focar a atins aproximativ 1600°C, iar în partea de jos a camerei I, respectiv a tubului focar în exterior, s-a menţinut la aproximativ 900°C.

În timpul experienţelor efectuate pe cazan s-a lucrat timp de aproximativ 50 ore la încărcături termice volumetrice de circa $150.10^6 \frac{k \cdot cal}{m^3.h}$.

După terminarea experienţelor efectuate pe cazan s-a studiat starea suprafeţelor tubului, constatîndu-se că atît în privinţa oxidării, cît şi în privinţa coroziunii oţelul folosit a corespuns.

Trebuie menţionat faptul că cantitatea de căldură acumulată în pereţii tubului focar are un rol important în menţinerea stabilităţii procesului de ardere. Astfel la primele încercări s-a folosit un tub cu diam trul interior de 90 mm şi grosimea peretelui de 3 mm. După o serie de experienţe, s-a constatat că după oprirea bujiei de fiecare dată a urmat o scădere treptată a temperaturii la ieşirea din tub a gazelor de ardere pînă la stingerea flăcării.

În încercările făcute cu tubul cu acelaşi diametru interior şi o grosime a peretelui de 6 mm, s-a constatat că acesta asigură aprinderea amestecului combustibil, cît şi stabilitatea la variaţie de sarcină.

Din cele de mai sus rezultă că pentru a se asigura aprinderea şi menţinerea regimului termic din cazan, pe lîngă alte condiţii este necesar ca pereţii tubului focar să aibă o anumită grosime. Această grosime trebuie să fie de minimum 5—6 mm. În ceea ce prive te calitatea arderii, tubul focar Vuia, datorită condiţiilor termice şi de turbulenţă pe care le creează, asigură o ardere de bună calitate. Procentul de oxid de carbon din gazele de ardere este mic, chiar la un exces de aer de numai cîteva procente. Pentru

o primă apreciere a legăturii ce există între regimul de funcționare al cazanului, excesul de aer cu care se conduce arderea și procentajul de oxid de carbon ce se obține în gazele de ardere la coș, pe baza datelor experimentale, s-a trasat diagrama $CO = f(Q, \alpha)$ — figura 3 — unde Q este cantitatea de căldură degajată în cazan.

Din figura 3 rezultă că o dată cu creșterea sarcinii termice a cazanului, respectiv a tubului focar, are loc o scădere a excesului de aer pentru

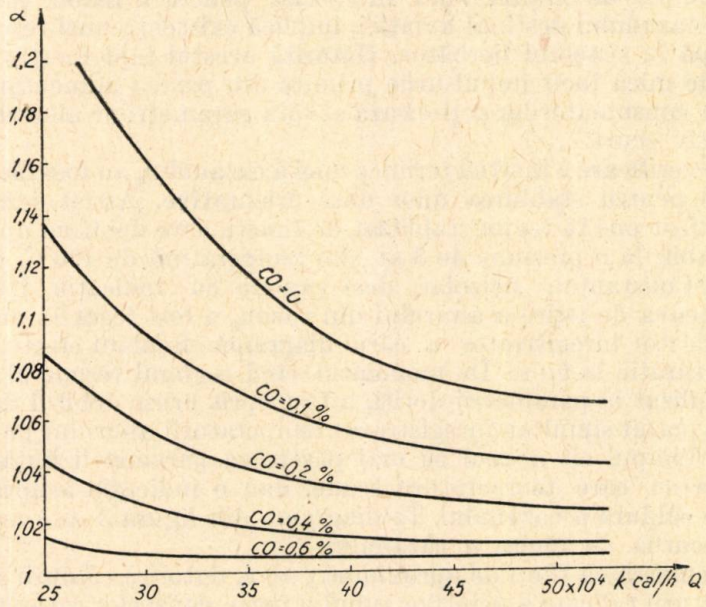


Fig. 3

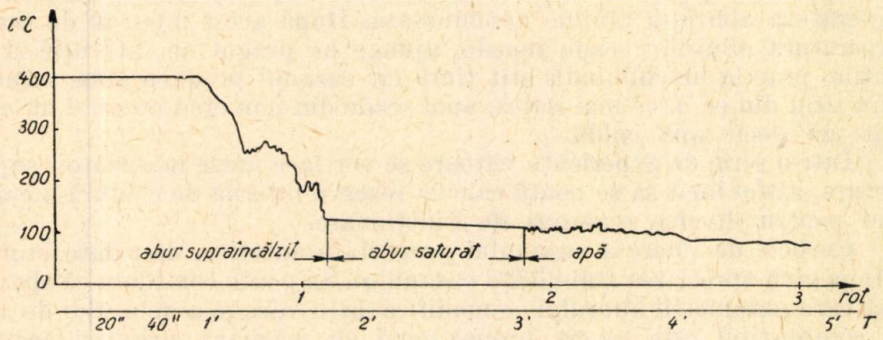


Fig. 4

obținerea aceluiași conținut de oxid de carbon. Această scădere este mai mare în zona sarcinilor mici și scade pe măsură ce sarcina termică crește.

Un conținut de 0,2% oxid de carbon în gazele de ardere la sarcini termice peste 50.10^4 kcal/h se obține la un exces de aer $\alpha = 1{,}03$, ceea

ce arată încă o dată avantajele pe care le prezintă folosirea tubului focar Vuia.

Din punctul de vedere al reglajului procesului de ardere, din figura 3 reiese că menţinerea unui procent de oxid de carbon scăzut pentru sarcini mari este mai dificilă, decît pentru sarcini mai scăzute.

3. *Stabilitatea, siguranţa şi controlul în funcţionarea cazanului Vuia.* Schema de străbatere forţată în care funcţionează cazanul Vuia, schemă adoptată iniţial de Traian Vuia, în special pentru a reduce greutatea şi gabaritele cazanului destinat aviaţiei, implică existenţa unei rezerve foarte mici de apă în sistemul fierbător. Datorită acestui fapt inerţia cazanului este atît de mică încît impulsurile primite din partea alimentatorilor sau din partea consumatorilor acţionează asupra parametrilor aburului într-un timp relativ scurt.

Ca o verificare a inerţiei termice mici a cazanului, au fost făcute cîteva experienţe pentru stabilirea unor date orientative. Astfel cazanul Vuia de 1 t/h a fost pus în regim stabilizat de funcţionare debitînd aproximativ 500 kg/h abur la o presiune de 3 at şi o temperatură de 400°C. Un termocuplu Cu-Constantan neizolat, deci practic cu indicaţie instantanee, plasat în ţeava de ieşire a aburului din cazan, a fost legat la un milivoltmetru indicator înregistrator a cărui diagramă circulară efectua o deplasare de o turaţie la 95 s. În momentul cînd regimul termic al cazanului a fost stabilizat la parametrii doriţi, a fost oprit brusc debitul de combustibil şi s-a pornit simultan înregistrarea temperaturii aburului pe diagrama circulară. Timpul cît aburul îşi mai păstrează parametrii iniţiali şi apoi rapiditatea cu care temperatura scade, dau o indicaţie asupra rezervei interne de căldură a cazanului. În diagrama din figura 3 este reprodusă o astfel de curbă de răcire a cazanului.

Se remarcă că timp de aproximativ 40 s, datorită căldurii acumulate şi temperaturii ridicate a pereţilor tubului focar, capacelor cazanului, cămăşilor separatoare, precum şi a ţevilor ce formează serpentinele cazanului, temperatura aburului rămîne neschimbată. După acest interval de timp, temperatura aburului scade repede, ajunge pe pragul de saturaţie şi se menţine practic neschimbată atît timp cît cazanul produce abur saturat cu un titlu din ce în ce mai redus, apoi scade din nou cînd cazanul nu mai debitează decît apă caldă.

Într-o serie de experienţe viitoare se vor face unele măsurători suplimentare, astfel încît să se poată calcula rezerva internă de căldură a cazanului pentru diverse regimuri de funcţionare.

Curbele de răcire a cazanului prezentate anterior, dau date importante pentru aprecierea stabilităţii cazanului. Se poate considera că timpul după care parametrii aburului se modifică la o variere a debitului de apă sau combustibil este invers proporţional cu mărimea variaţiei acestui debit, raportat la debitul iniţial. Datorită acestei întîrzieri de răspuns a cazanului conducerea lui este dificilă şi stabilitatea parametrilor nu poate fi asigurată. În exploatare, este inevitabilă variaţia debitelor de combustibil şi apă în timpul funcţionării pompelor, din cauza unor eventuale murdării depuse pe scaunul unei supape sau din cauza unor bule de aer ivite într-unul din cilindri. În cazul cînd cazanul este condus după parametri

aburului, manevrele de corectare se pot da abia după un interval mare de timp, de ordinul zecilor de secunde sau chiar minute, după momentul în care a acționat cauza perturbării. Se înțelege că efectul manevrei de corectare se produce la rîndul ei după un interval asemănător de timp, ceea ce face ca în tot timpul funcționării cazanului parametri aburului să varieze după o curbă foarte neregulată. Valorile maximelor și minimelor acestei curbe sînt funcție în primul rînd, de unii factori accidentali, apoi de calitatea pompelor întrebuințate și de atenția și priceperea celui

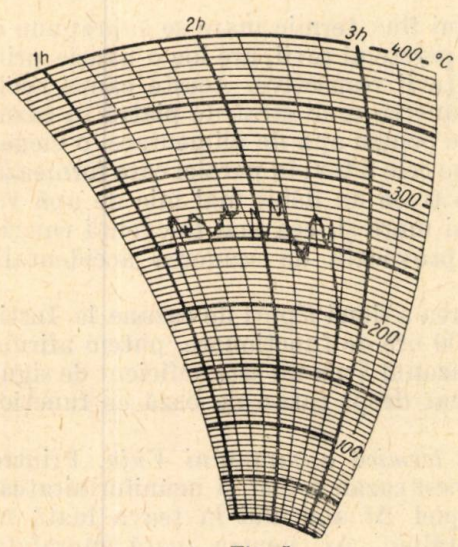


Fig. 5

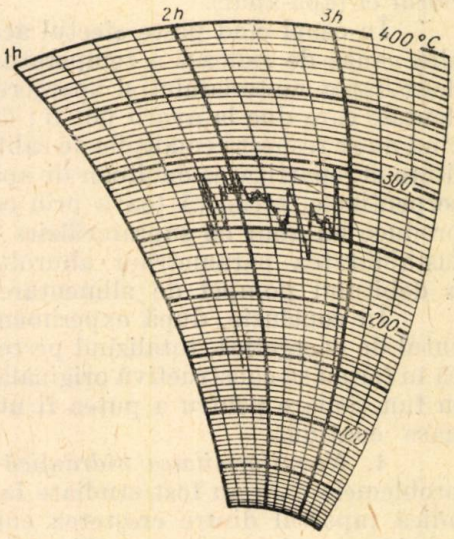


Fig. 6

care conduce cazanul. În diagramele din figurile 5, 6, 7 și 8 sînt date patru curbe de variație a temperaturii aburului în timpul unor probe efectuate pentru studiul caracteristicilor termice ale cazanului.

Concluzia ce se poate trage din urmărirea diagramelor de mai sus, este că, chiar la o conducere manuală foarte atentă, cazanul nu poate fi menținut în regim stabil și variațiile de temperatură a aburului în special, sînt cu mult mai mari decît cele înregistrate la alte cazane de construcție uzuală. Această caracteristică, după cum se va analiza în continuare, determină pe de o parte siguranța în funcționare a cazanului și pe de altă parte limitează domeniul de utilizare a cazanului Vuia la consumatori ce nu pun condiții de stabilitate a parametrilor aburului.

Siguranța în funcționare a cazanului Vuia este determinată de doi factori principali: în primul rînd de stabilitatea parametrilor aburului și în al doilea rînd de comportarea în exploatare a elementelor de cazan mult solicitate termic.

Avaria uzuală a cazanului constă în spargerea, din cauza unei temperaturi prea ridicate a materialului, a uneia sau mai multor țevi din partea superioară a serpentinei I (cea care înconjură tubul focar). În urma încer-

cărilor efectuate pe cazan a reieşit că intensitatea medie a fluxului termic pe această serpentină ajunge la $q = 175\,000$ kcal/m²h în funcţionare normală. Deşi nu s-au putut face măsurători locale se poate spune că în partea superioară a serpentinei fluxul total atinge valori cu mult mai înalte, deoarece în această zonă intensitatea fluxului caloric radiant şi convectiv este maxim.

Acest flux, de o intensitate atît de mare, face ca peretele ţevii să funcţioneze la o temperatură mult mai ridicată decît a fluidului din interiorul ei (apă-abur).

În cazul cînd peste efectul acestui flux termic mare se suprapune o altă cauză de ridicare a temperaturii peretelui ţevii, are loc o avarie prin degradarea materialului şi spargerea ţevii respective. Aceste cauze accidentale care duc la avarii pot fi : depunerea unui strat de piatră în cazul cînd nu se respectă condiţiile de calitate pentru apa de alimentare, o inegalitate în repartizarea debitelor de apă pe cele 8 ţevi în paralel care formează serpentinele, astfel că ţeava prin care trece un debit mai mic de apă va produce un abur cu supraîncălzire mai mare şi, cea mai frecventă cauză, instabilitatea parametrilor aburului provocată de scăderea accidentală a debitului pompei de alimentare.

În concluzie, după experimentarea a două tipuri de cazane la Institutul de energetică, totalizînd peste 700 ore de funcţionare, putem afirma că în forma sa constructivă originală cazanul Vuia nu este suficient de sigur în funcţionare pentru a putea fi utilizat drept cazan de bază cu funcţionare continuă.

4. *Neuniformitatea hidraulică şi termică a cazanului Vuia.* Printre problemele care au fost studiate la acest cazan a fost şi neuniformitatea, adică raportul dintre creşterea entalpiei Δi aburului în ţeava luată în considerare şi creşterea medie de entalpie Δi_m pentru toată suprafaţa de încălzire.

În funcţie de temperatura maximă admisă la perete şi de parametri aburului poate fi determinată creşterea maximă de entalpie Δi_{max} şi deci şi neuniformitatea maximă admisibilă

$$\chi adm = \left(\frac{\Delta i_{max}}{\Delta i_m} - 1 \right) \times 100\%. \qquad (2)$$

Pentru buna funcţionare a cazanului, pentru toată suprafaţa de schimb de căldură trebuie să se respecte inegalitatea

$$\chi adm > \chi. \qquad (3)$$

Neuniformitatea termică şi hidrodinamică se datoreşte în special repartiţiei neuniforme a debitului de apă pe serpentine, spălării neuniforme a serpentinelor de către gazele de ardere etc.

Trebuie ţinut seama de cazul defavorabil, cînd neuniformitatea termică şi hidrodinamică au loc în acelaşi timp, cînd una şi aceeaşi ţeavă are o sarcină termică maximă pentru un debit minim de apă.

Dacă încărcarea termică este mare, la calcularea neuniformităţii hidrodinamice, trebuie ţinut seama de faptul că încălzirea ţevii duce întot-

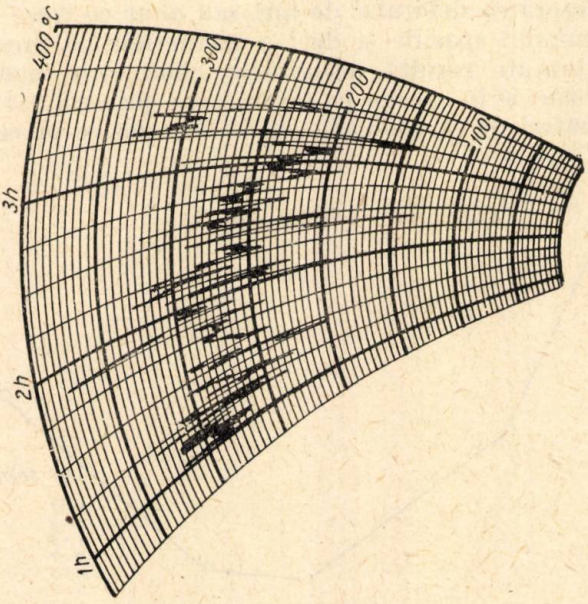


Fig. 8

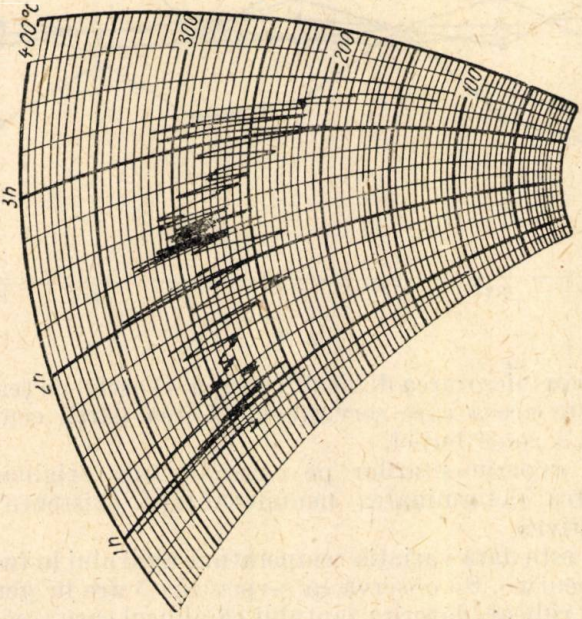


Fig. 7

deauna şi la micşorarea debitului de apă sau abur ce trece prin ea, prin schimbarea volumului specific şi deci a pierderilor de presiune.

Din cele arătate rezultă necesitatea controlării mărimii fluxului termic pe serpentine şi în special pe ţevile, care, prin soluţia constructivă adoptată, au abateri de la condiţiile medii în ceea ce priveşte creşterea

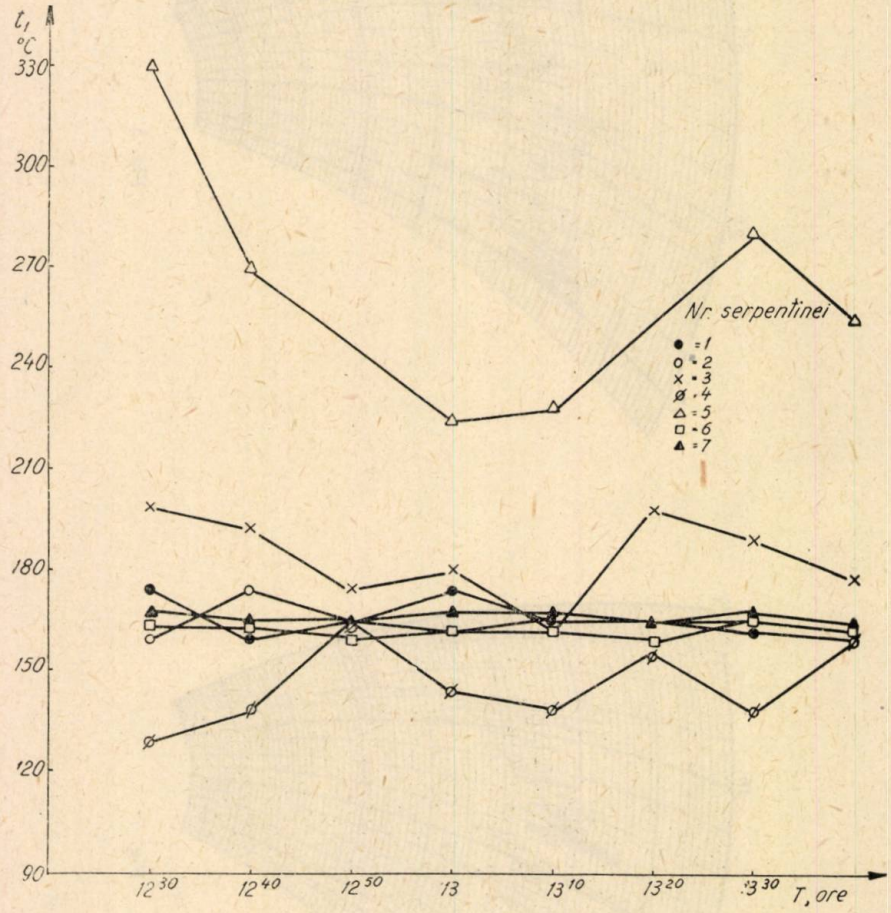


Fig. 9

sarcinii termice sau micşorarea debitului de apă. O astfel de ţeavă la cazanul Vuia original este aceea care serveşte la răcirea părţii centrale a capacului superior şi a zonei bujiei.

În cadrul experimentărilor pe cazanul Vuia original, s-au făcut măsurători pentru determinarea neuniformităţii existente în diversele scheme constructive.

În figura 9 este dată variaţia temperaturii aburului în funcţie de timp, la ieşire din serpentine. Se observă că serpentina 5 are în general un nivel termic mult mai ridicat, datorită faptului că aburul care trece prin ea este

folosit pentru răcirea bujiei și deci rezistența hidraulică fiind mai mare decît la celelalte serpentine, debitul de apă ce o alimentează este mai mic. Rezultă deci că temperatura peretelui acestei țevi limitează temperatura aburului la ieșirea din cazan.

Ținînd seama de deficiențele constatate s-a hotărît ca pentru uniformizarea temperaturilor pe cele opt țevi să se monteze un colector de amestec între camera II și I.

După instalarea colectorului de amestec s-au mai executat încă 9 experiențe pentru determinarea neuniformității. Rezultatele calculului neuniformității sînt date în tabelă.

Tabelă

Rezultatele calculului neuniformității termice

Nr. încercării / Nr. serpentinei	Unități	22	23	24	25	26	27	28	29	30
1	kcal/kg	+1,8	+0,4	−4,6	−3,5	−2	−5,1	−4,5	−4,5	−1,7
2	„	−3,2	−1,9	−0,6	−3,2	−2,1	−2,1	−2,8	−1,5	−1,5
3	„	−2,4	−0,2	+0,7	−1,6	−3,1	−2,9	−1	−1,5	0
4	„	−1,8	−1	+4,5	+1,2	−5	+1,8	+2,4	−1,5	0
5	„	+3,7	+2,5	+2,8	+2,7	+7,3	+7,3	+6	+7,1	−0,2
6	„	+4,7	−0,4	−1,4	+1,8	+5,7	+2,9	+1,4	+3	−0,5
7	„	+4,6	+1,8	−1	+1,2	−	−	−	−	−

Pe baza datelor din tabelă reiese că neuniformitatea termică are în general valori mici. Neuniformitatea nu depășește $\pm$ 7,5% la nici o serpentină.

În concluzie, rezultă că la cazanele Vuia este o necesitate de prim ordin pentru siguranța în funcționare a cazanului, să se intercaleze colectoare de uniformizare pe traseul apei și aburului.

5. *Apa de alimentare a cazanului.* În cazanul Vuia cu străbatere forțată și fără separator, așa cum este cazanul original de 200 kg/h și cel construit de Institutul de energetică, nu este posibilă purjarea. Datorită acestui fapt toate sărurile conținute de apa de alimentare se depun pe suprafețele de schimb sau sînt evacuate cu aburul depunîndu-se în parte în rețeaua consumatorului. Deoarece ambele aspecte sînt nedorite, regimul de alimentare cu apă a acestor cazane se bazează pe alimentarea lor numai cu condensat. Completarea pierderilor de apă din schema termică se face fie cu distilat de la o instalație de țevi fierbătoare, fie cu condensat de la alte cazane de abur.

În funcție de conținutul total de săruri în apa de alimentare, variază și perioadele la care trebuie făcută spălarea cazanului. Astfel pentru un conținut total de săruri de 0,2—0,3 mg/kg, spălarea serpentinelor se face după 700—1 000 ore de funcționare și chiar mai rar. Pe măsură ce se îmbunătățește calitatea apei de alimentare și se ridică presiunea aburului, cantitatea de săruri care se depune este mai scăzută. În legătură cu aceasta trebuie arătat că la presiuni ridicate și conținuturi mici de săruri în apa

de alimentare, problema depunerilor se pune în special nu pentru cazan, ci pentru reţeaua consumatorului.

După datele existente în literatura de specialitate se poate considera că în cazul folosirii unei ape de alimentare cu un conţinut mic de săruri, depunerea lor începe în zona unde conţinutul de abur a emulsiei atinge 70—80%. Ţinînd seama de imposibilitatea la cazanul Vuia de a menţine această zonă la acelaşi nivel în diferitele serpentine datorită în special neuniformităţii hidrodinamice şi de deplasarea ei în timpul funcţionării, în unele regimuri de funcţionare zona cu un titlu al emulsiei de 0,7—0,8 se găseşte tocmai în partea de sus a serpentinei I, unde fluxul termic local este maxim (circa 500 000 kcal/m²h), ceea ce constituie un pericol pentru siguranţa în funcţionare a cazanului. O dată cu schimbarea regimului termic al cazanului, zona unde se termină evaporarea se deplasează şi astfel zona în care s-a depus principala masă de săruri uşor solubile ajunge să fie spălată de emulsie cu un conţinut mare de apă. În aceste condiţii sărurile de Na se redizolvă şi măresc concentraţia de săruri în supraîncălzitor, unde o parte din ele se depun pe pereţi, iar altă parte este antrenată de abur la utilizator. În medie la alimentarea cazanului cu condensat cu un conţinut total de săruri de 0,25 mg/kg cantitatea de săruri care se depune în cazan este de 60% la presiunea de 32 ata. Cu scăderea presiunii procentul de depuneri creşte.

Din cele de mai sus rezultă că pentru cazanele Vuia cu străbatere forţată este neapărat necesară existenţa unei instalaţii de produs apă distilată şi deci apare un consum suplimentar de abur în exploatarea instalaţiei.

III. ASPECTE ECONOMICE ÎN CONSTRUCŢIA ŞI EXPLOATAREA CAZANULUI VUIA

1. *Aspecte generale.* Suprafeţele de încălzire ale cazanului Vuia sînt realizate sub formă de ţevi răsucite în mai multe serpentine cilindrice. Ţevile sînt astfel răsucite încît între două spire succesive nu rămîne nici un spaţiu liber.

Utilizînd unele date asupra coeficienţilor de transmitere a căldurii obţinute experimental pe cazanul Vuia de 1 t/h pentru cazul serpentinelor cu ţevi nedistanţate şi datele din literatură pentru alte dispoziţii de ţevi posibile de realizat : ţevi scăldate transversal, distanţate între ele cu pasul $s = 1{,}50\ d$ şi ţevi scăldate longitudinal, s-a efectuat un calcul comparativ.

În diagrama din figura 10 sînt trasate curbele coeficientului de cedare a căldurii α funcţie de viteza şi temperatura gazelor pentru cele 3 soluţii studiate.

Urmărind diagrama comparativă, se constată că soluţia cu ţevi drepte este cea mai dezavantajoasă în special cu cît temperatura gazelor este mai înaltă şi viteza lor mai mică. Dispoziţia serpentinelor cu ţevi distanţate este cea mai avantajoasă din punctul de vedere al coeficientului

de transmisie a căldurii realizat și deci a economiei de material (circa 30%), însă din punctul de vedere al spațiului ocupat, camerele cazanului trebuie să fie mai lungi cu 20% deoarece țevile sînt distanțate cu 0,5 d între ele.

Din punctul de vedere al pierderilor de presiune, spălarea longitudinală a țevilor este cea mai avantajoasă, urmată de spălarea transversală cu țevi lipite. Soluția optimă este aceea pentru care se obține valoarea minimă a sumei : costul investițiilor, plus cel de exploatare. Soluția optimă poate să difere de la cameră la cameră, fiind funcție de viteza gazelor.

În concluzie, se recomandă ca la alegerea unei soluții constructive de cazan Vuia pentru un loc de utilizare bine determinat, să se facă un calcul tehnico-economic în care să se țină seama de consumul de material, consumul de energie și necesitățile constructive dictate de o funcționare corectă a cazanului. Rezultatul calculului economic va trebui să fie precizarea pasului optim între spirele serpentinei funcție de viteza și temperatura gazelor de ardere.

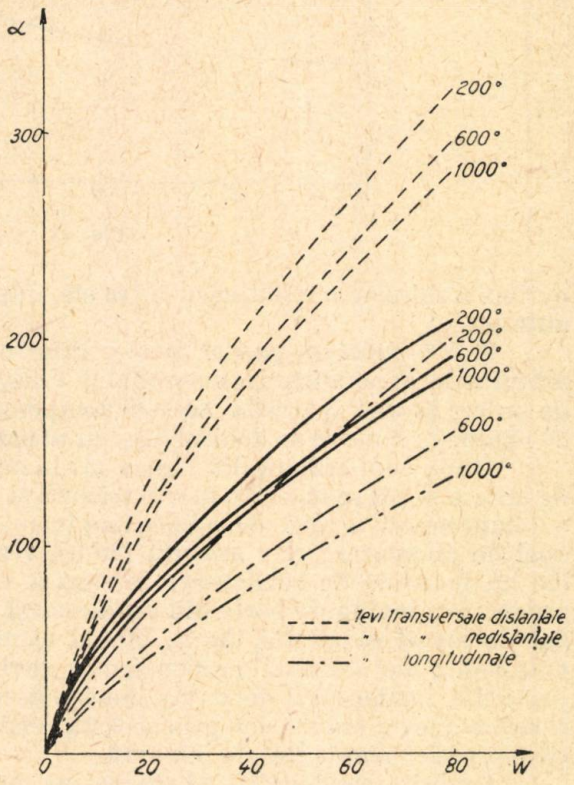


Fig. 10

2. *Viteza gazelor în camerele de circulație.* În alegerea vitezelor de circulație ale gazelor în cazan, trebuie ținut seama de cei doi factori determinanți : factorul funcțional și cel economic. T r a i a n V u i a destinînd cazanul său tracțiunii pe avioane, a adoptat astfel vitezele de circulație ale gazelor încît, chiar cu dezavantajul unui consum exagerat de energie și o solicitare a materialelor pînă aproape de limita lor de rezistență, gabaritele și greutatea cazanului să rezulte cît mai mici.

Pentru construcțiile de cazane destinate utilizării curente este necesară o judicioasă alegere a vitezelor gazelor. Astfel din punctul de vedere funcțional viteza în prima cameră de circulație este condiționată de realizarea unei solicitări admisibile a materialului primei serpentine. În acest scop viteza gazelor va trebui coborîtă pînă la limita la care fluxul termic convectiv determinat de ea, adunat cu fluxul termic radiant, să dea o intensitate de flux termic total care să determine o temperatură admisibilă de funcționare materialului țevii primei serpentine.

În celelalte camere de circulaţie, ca şi parţial pentru prima cameră cu limitarea arătată, viteza optimă trebuie determinată pe baza unui calul economic pentru condiţii optime de exploatare şi investiţii. Acest calcul economic va trebui făcut în directă legătură cu alegerea unei distanţări

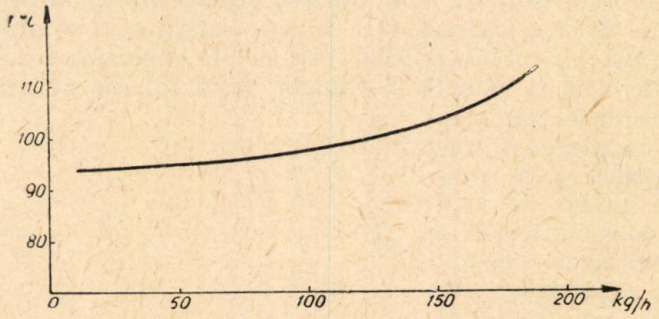


Fig. 11

optime a spirelor serpentinelor între ele, după cum s-a arătat în paragraful anterior.

3. *Temperatura gazelor la coş.* Printre parametri de bază care s-au măsurat la experimentarea cazanului Vuia, a fost şi temperatura gazelor de ardere la coş. Variaţia acestei temperaturi pentru cazanul Vuia de 200 kg/h, în funcţie de debitul de abur al cazanului, este dată în figura 11.

După cum rezultă din figura 11, la acest cazan temperatura gazelor de ardere la coş se menţine foarte scăzută şi variază între 95—120°C pentru o temperatură a apei de alimentare între 30 şi 40°C. Dacă temperatura apei de alimentare este scăzută (30°C), respectiv a pereţilor ţevilor, are loc un fenomen de condensare intensă a vaporilor de apă din gazele de ardere. Cea mai mare parte din condensatul care ia naştere cade spre capacul de jos al cazanului, fie în lungul cămăşii separatoare şi a mantalei exterioare, fie scăldînd perpendicular ţevile serpentinei. Cea mai mare parte din condensatul depus pe cămaşa despărţitoare şi pe mantaua exterioară se reevaporă mărind prin aceasta coeficientul de transmisie a căldurii şi respectiv pierderile de căldură.

Datorită condensării pe serpentină, are loc o îmbunătăţire a schimbului de căldură între gazele de ardere şi pereţii ţevilor dar în acelaşi timp, dacă combustibilul utilizat conţine sulf, are loc şi o corodare intensă a suprafeţelor ce vin în contact cu condensatul.

Funcţie de temperatura apei de alimentare se poate determina temperatura optimă a gazelor la coş ţinînd seama de costul suprafeţei de încălzire şi de pierderile de presiune pe traseul de gaze, deci de costul energiei consumate de compresor.

4. *Sistemul de pulverizare a combustibilului.* Sistemul de pulverizare a comubstibilului şi amestecul aer-combustibil este realizat în cazanul original cu ajutorul unui injector plasat la partea inferioară a tubului focar. Acest injector are două poziţii de funcţionare, una de aprindere şi una de mers în regim.

Sistemul de injector adoptat la cazanul original Vuia prezintă o serie de deficiențe rezultate din folosirea aerului ca agent de pulverizare : necesitatea asigurării unor viteze mari în zona de amestec și necesitatea de a comprima la o presiune relativ mare întreaga cantitate de aer necesară combustiei.

Se constată din urmărirea curbelor de funcționare că pierderile în injector la poziția de pornire sînt foarte mari, aproximativ 2 000 mm col. apă la 300 Nm^3 aer, ceea ce duce la necesitatea de a porni cazanul la un regim scăzut (aproximativ 1/4 din D_n).

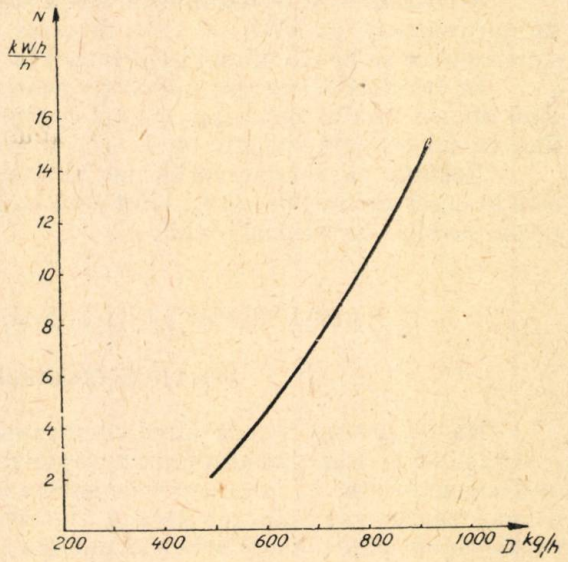


Fig. 12

Pierderile în regim sînt de asemenea foarte ridicate, ceea ce determină un consum ridicat de energie la acționarea suflantei de aer.

Un alt inconvenient al sistemului de pulverizare cu aer este că finețea de pulverizare este mai mică decît în cazul pulverizării mecanice, aceasta ducînd la prelungirea fazei de preîncălzire-evaporare a combustibilului și deci fiind necesară o zonă mai lungă din tubul focar pentru pregătirea arderii.

Remedierea tuturor deficiențelor economice și funcționale ale injectorului actual al cazanului Vuia se face adoptînd sistemul de injecție cu pulverizare mecanică a combustibilului. Acest sistem are avantajul de a fi mai economic (aerul nefiind nevoit să efectueze pulverizarea combustibilului) și în același timp de a simplifica funcționarea cazanului, pornirea putîndu-se face la debite ridicate și fără manevre complicate, bujia de aprindere putînd fi plasată în vecinătatea duzei de injecție.

5. *Randamentul brut și net al cazanului Vuia.* După cum s-a arătat într-un articol anterior, datorită sistemului de ardere în focar tubular, a amplasării serpentinelor în camere concentrice și faptului că gazele de ardere au la evacuare o temperatură foarte joasă și un exces mic de aer, randamentul brut al cazanului Vuia este de 90—94%. La un randament atît de ridicat se adaugă și avantajul că curba randamentului este foarte plată, ceea ce face posibilă o funcționare economică a cazanului la debite variabile într-un domeniu larg, de la 0,2 la plină sarcină.

La calculul randamentului net al cazanului trebuie avut în vedere faptul că grupul de alimentare are un consum ridicat de energie. Aceasta se datorește în primul rînd faptului că suflanta trebuie să debiteze întreaga cantitate de aer necesară arderii la o presiune de 2 000—2 500 mm col. apă

pentru a se putea face pulverizarea cu aer a combustibilului şi pentru a asigura viteza necesară curgerii gazelor prin cazan.

Din experienţele făcute asupra cazanului Vuia de 1 t/h a rezultat o curbă de variaţie a consumului de energie electrică la acţionarea grupului auxiliar, care este prezentată în diagrama din figura 12.

Curba este trasată pentru un exces de aer normal în funcţionare (1,03—1,05) şi pentru o presiune a aburului de 3—7 ata.

Se remarcă că la cazanul de 1 t/h studiat, consumul de energie este de aproximativ 15 kWh pe tona de abur produs. Cu unele îmbunătăţiri constructive se poate micşora consumul la 10 kWh pe tona de abur.

În cazul cînd energia necesară poate fi furnizată de un motor utilizînd aburul produs de cazan, atunci consumul intern de abur ar fi, calculînd cu un consum specific de 7—10 kg abur/kWh, de aproximativ 10%.

Rezultă că randamentul net al instalaţiei de cazan în ansamblu este în acest caz de 80—84%, cifră care încă depăşeşte randamentele cazanelor stabile de acelaşi debit.

О ХАРАКТЕРИСТИКАХ РАБОТЫ КОТЛА ВУЯ

КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ

На основании ранее опубликованных экспериментальных данных о тепловых и гидродинамических характеристиках котла Вуя, а также наблюдений его работы, производившихся в течение всего периода исследования двух котлов Вуя в Институте энергетики, в настоящей статье производится критический анализ данного Траяном Вуей решения задачи котлов.

Особое внимание уделяется исследованию устойчивости и безопасности работы котла Вуя, так как они, главным образом, определяют возможность использования котла для эксплуатации. В целях улучшения условий работы некоторых основных элементов котла производятся исследования системы змеевиков, жаротрубной топки и условий питания водой, горючим и воздухом.

Последняя глава работы содержит исследование котла с экономической точки зрения, касающееся валового коэффициента полезного действия и потребления питающего устройства. Приводятся также сравнительные данные для оценки экономичности различных возможных решений вопроса системы инжекции горючего и системы расположения труб в котле.

DES CARACTÉRISTIQUES EN CHARGE DE LA CHAUDIÈRE VUIA

RÉSUMÉ

Ce travail représente une analyse critique de la solution que Traian Vuia a donné au problème de la chaudière. Cette analyse est basée sur

les données expérimentales — sur les caractéristiques thermiques et hydrodynamiques de la chaudière Vuia — publiées antérieurement, ainsi que sur les observations faites au sujet de son fonctionnement, durant toute la période de recherches sur les deux chaudières Vuia étudiées à l'Institut d'Energétique.

Une attention toute particulière est accordée à l'étude de la stabilité et sûreté de fonctionnement de cette chaudière, puisque ce sont surtout ces deux qualités qui déterminent les possibilités de son utilisation dans l'exploitation. Afin de mieux connaître et d'améliorer les conditions de fonctionnement de quelques-uns des principaux éléments de la chaudière, on fait en outre l'analyse du système de serpentins, du foyer tubulaire, ainsi que des conditions de son alimentation en eau, combustibile et air.

Le dernier chapitre du travail est réservé à une étude économique de la chaudière, en ce qui concerne le rendement brut et la consommation du groupe d'alimentation. On termine par quelques données comparatives permettant d'apprécier, au point de vue économique, les diverses solutions possibles pour le système d'injection du combustible et pour le système d'arrangement des tubes à l'intérieur de la chaudière.

DESPRE UTILIZAREA METODELOR TENSORIALE ŞI MATRICIALE LA STUDIUL REŢELELOR ELECTRICE

DE

F. MANEA

Studiul reţelelor electrice cu ajutorul unor metode matematice superioare ale geometriei tensoriale şi algebrei matriciale constituie una din perocupările recente întîlnite în revistele de specialitate şi monografii.

Avantajele acestor metode nu se referă numai la stabilirea într-un mod elegant, organizat a ecuaţiilor sau la scrierea simbolică, condensată a acestora [1], [2], ci şi la posibilitatea abordării în mod general a problemei analizei şi sintezei reţelelor [3].

Deşi iniţiată şi dezvoltată în mare măsură de G. K r o n încă acum 20 de ani, problema a fost reluată sub diverse aspecte de numeroşi autori [3] ... [11], care au adus completări mărind rigurozitatea şi generalitatea soluţionării.

În general, stabilirea ecuaţiilor unei reţele electrice se face în două moduri : pe baza legii lui Ohm şi a teoremelor lui Kirchhoff sau pe baza legii lui Ohm, invarianţei puterii şi una din teoremele lui Kirchhoff.

Cel de-al doilea mod a fost introdus şi conceput de K r o n ca o transformare a coordonatelor folosind interpretări tensoriale ale tensiunilor şi curenţilor (vectori) puterilor (scalari) impedanţelor şi admitanţelor (tensori de ordinul doi). Ca metodă de scriere şi rezolvare a ecuaţiilor se foloseşte totodată calculul matricial. După cum a menţionat însăşi K r o n, în lucrările sale, nu a căutat să dea o fondare riguroasă interpretărilor mulţumindu-se să constate pe bază de exemple justeţea procedeelor folosite. Ulterior, numeroşi autori au căutat să justifice valabilitatea metodei sale.

Transformări şi ecuaţii mai generale ca cele ale lui Maxwell (deduse matricial de Kron) a obţinut E. M e e r o v i c i [4], pe baza legii lui Ohm şi a teoremelor lui Kirchhoff, folosind în mai mare măsură proprietăţile geometrice ale reţelei. Din calculul vectorial, se utilizează şi aici mai mult limbajul corespunzător decît proprietăţile obiective ale mărimilor tensoriale.

În prezenta lucrare, elementelor orientate (laturi, circuite, noduri) ale rețelei geometrice li se vor atașa vectori unitari ce determină sisteme de coordonate încît tensiunile și curenții să se poată exprima ca vectori. Folosind proprietatea esențială a acestora de a fi mărimi obiective, la schimbarea sistemului de referință al vectorilor unitari, se stabilesc relațiile dintre componentele lor. Necesitatea obținerii unor relații compatibile cu legile și teoremele rețelelor electrice va conduce la precizarea caracterului vectorilor unitari și al vectorilor electrici.

Relațiile dintre vectorii unitari stabilite sugestiv cu ajutorul rețelei geometrice orientate determină matrici de configurație. Se evidențiază forme remarcabile și se enunță cîteva proprietăți ale acestora.

Ecuațiile de tensiuni și curenți ale rețelelor electrice apar astfel ca expresii ale legii lui Ohm în diverse sisteme de coordonate.

Deși interconexiunea rețelelor electrice se poate face folosind aceleași ecuații matriciale, interpretarea tensiunilor și curenților ca vectori nu mai este posibilă.

Indiferent de modul de interconectare al elementelor laturilor rețelelor se poate utiliza o matrice de conexiune latură-nod, unică.

Pe baza dualității rețelelor geometrice orientate, ca rețele ortogonale și a dualității, într-o rețea electrică se studiază problema dualității rețelelor inverse. Aceasta poate avea importante consecințe practice: soluționarea unei rețele înseamnă totodată soluționarea rețelei duale inverse; pornind de la schemele rețelelor magnetice se pot stabili comod scheme echivalente electrice folosite în studiul mașinilor electrice.

REȚELE GEOMETRICE ORIENTATE

Orice rețea electrică poate fi considerată ca alcătuită pe baza unei rețele geometrice, în plan sau în spațiu, formată din laturi care se intersectează în noduri.

O linie ce unește succesiv toate nodurile unei rețele fără a forma un circuit închis determină un trunchi al rețelei ($DABC$ în fig. 1). Dacă N este numărul de noduri se poate observa ușor că numărul de laturi al oricărui trunchi este $T = N - 1$.

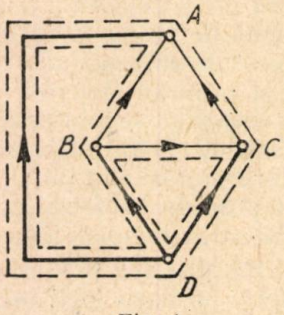


Fig. 1

După unirea tuturor nodurilor prin laturile trunchiului orice ramură nouă, denumită principală determină împreună cu laturile trunchiului un circuit principal al rețelei. Toate circuitele principale sînt și circuite independente, deoarece conțin o latură, cea principală, neconținută în alte circuite. Dacă notăm cu L numărul laturilor rețelei, numărul circuitelor principale și deci independente va fi $C = L - T = L - N + 1$.

În mod convențional se va atribui un sens pozitiv de orientare ramurilor și circuitelor. Pentru ramuri vom indica aceasta prin vîrful unei săgeți marcată pe latura respectivă iar pentru

circuite vom adopta ca sens pozitiv cel de parcurgere în sens trigonometric.

Vom considera curenții și tensiunile (electromotoare și de borne), asociate rețelei geometrice ca avînd aceeași orientare. Semnul valorilor numerice al mărimilor electrice ne va indica orientarea reală în raport cu cea a elementelor geometrice.

EXPRESIA LEGII LUI OHM ÎN COORDONATELE LATURILOR

Pentru a interpreta curenții și tensiunile drept componente ale unor vectori în spații afine (în care nu intervin mărimile unghi și distanță) vom asocia laturilor, circuitelor și nodurilor, vectorii unitari proprii respectivi, $\bar{\lambda}_l$, $\bar{\gamma}_c$, $\bar{\nu}_n$ precum și reciprocii acestora respectiv $\bar{\lambda}^l$, $\bar{\gamma}^c$, $\bar{\nu}^n$.

Astfel, vectorii forță electromotoare ($\bar{E}$), tensiune la borne ($\bar{U}$) și curent ($\bar{I}$) ai unei rețele electrice, determinați prin componentele lor fizice corespunzătoare laturilor se vor putea scrie formal în coordonatele vectorilor unitari ai laturilor conform următoarelor relații

$$\bar{E}, \bar{U} = \sum_{l=1}^{L} \bar{\lambda}^l \cdot E_l, U_l; \quad \bar{I} = \sum_{l=1}^{L} \bar{\lambda}_l \cdot I^l. \tag{1}$$

Exprimarea vectorială este deocamdată pur formală deoarece caracterul de vector, obiectiv în raport cu sistemele de referință, va apare numai cu ocazia unei schimbări a coordonatelor. Vectorii reciproci s-au introdus în mod necesar pentru a putea interpreta puterea ca produs scalar după cum se va justifica ulterior.

Pentru comoditatea scrierii se va omite semnul însumării subînțelegîndu-l totdeauna în raport cu indicii care se repetă.

Pentru orice latură a unei rețele se poate scrie legea lui Ohm conform expresiei

$$E_\lambda - U_\lambda = Z_{\lambda l} I^l, \ (\lambda, l = 1, 2 \ldots L). \tag{2}$$

S-a notat prin $Z_{\lambda l}$ impedanța generală (eventual operațională), mutuală ($\lambda \neq l$) sau proprie ($\lambda = l$).

Deoarece după cum se va arăta ulterior tensiunile apar drept componentele unui vector covariant iar curenții ale unuia contravariant în raport cu transformarea de la vectorii unitari ai laturilor la cei ai circuitelor, impedanțele vor apare pe baza legii lui Ohm (2) drept componentele unui tensor dublu covariant.

Dacă forțele electromotoare și impedanțele sînt date, tensiunile la borne și curenții laturilor apar ca necunoscute. Scrisă pentru toate laturile rețelei legea lui Ohm oferă un sistem de L ecuații cu $2\,L$ necunoscute care se poate traduce matricial conform expresiei (3)

$$[E] - [U] = [Z]\,[I]. \tag{3}$$

Între mărimile electrice atașate rețelei geometrice există însă relații dependente de configurația geometrică a rețelei adică de modul de

conexiune al laturilor în noduri şi circuite. Aceste relaţii corespund teoremelor lui Kirchhoff care pot oferi restul de L ecuaţii necesare (T referitoare la curenţii nuli în $N - 1$ noduri şi C referitoare la tensiuni nule de-a lungul circuitelor independente).

EXPRESIA LEGII LUI OHM ÎN COORDONATELE CIRCUITELOR INDEPENDENTE

Eliminarea a $L + T$ variabile din sistemul (3) se poate traduce geometric ca o transformare de la spaţiul laturilor la subspaţiul circuitelor independente, corespunzătoare legăturilor impuse de cele două teoreme ale lui Kirchhoff.

Vom exprima fiecare vector unitar ataşat unui circuit ($\bar{\gamma}_c$) în funcţie de vectorii unitari ai laturilor ($\bar{\lambda}_l$) după cum se exprimă forţa electromotoare de-a lungul unui circuit în funcţie de cele ale laturilor. Pe baza reţelei geometrice cu elemente orientate acest mod de exprimare apare ca natural şi sugestiv.

În scriere tensorială şi matricială avem

$$\bar{\gamma}_c = \gamma_c^l \bar{\lambda}_l, \ (c = 1,2 \ldots C); \quad [\gamma] = [\Gamma]\,[\lambda]. \tag{4}$$

În raport cu transformarea (4) vectorul forţă electromotoare al reţelei are un caracter covariant, trecerea de la coordonatele laturilor (E_l) la cele ale circuitelor (e_c) făcîndu-se cu acelaşi operator al transformării vectorilor de bază respectivi $e_c = \gamma_c^l E_l$; $[e] = [\Gamma]\,[E]$.

Vectorul tensiune ($\bar{U}$) al reţelei nu are componente în spaţiul circuitelor, suma tensiunilor la bornele oricărui circuit fiind nulă şi deci $u_c = \gamma_c^l U_l = 0$; $[u] = [\Gamma]\,[U] = [0]$.

Matricea $[\Gamma]$ depinde numai de configuraţia geometrică a reţelei. De aceea o vom denumi şi matrice de configuraţie $[\Gamma]$. Coeficienţii γ_c^l au una din valorile $+1, -1, 0$ în funcţie de sensul orientării laturii l faţă de sensul pozitiv de parcurgere al circuitului c, zero indicînd neapartenenţa laturii la circuitul considerat. Ca matrice de conexiune stabilită conform procedeului introdus de G. K r o n [1] cu ajutorul primei teoreme a lui Kirchhoff ea reprezintă cazuri particulare ale matricei de incidenţă stabilită pe considerente de geometrie a reţelei [4].

Dacă vom considera curenţii prin impedanţele laturilor drept componentele unui vector curent al reţelei ($\bar{I}$), vom putea scrie

$$\bar{I} = \bar{\lambda}_l \cdot I^l. \tag{5}$$

Exprimînd acelaşi vector curent prin componentele sale în spaţiul vectorilor unitari ai circuitelor şi ţinînd seama de relaţia (4) avem

$$\bar{I} = \bar{\lambda}_l \cdot I^l = \bar{\gamma}_c \cdot i^c = \bar{\lambda}_l \gamma_c^l i^c. \tag{6}$$

Egalăm coeficienţii aceloraşi vectori unitari $\bar{\lambda}_l$ şi obţinem

$$I^l = \gamma_c^l i^c; \quad [I] = [\Gamma]_t [i]. \tag{7}$$

Rezultă în consecință caracterul contravariant al vectorului curent în raport cu vectorii unitari proprii: trecerea de la curenții circuitelor la cei ai laturilor se efectuează cu matricea transpusă a transformării de la vectorii unitari proprii ai laturilor la cei ai circuitelor.

Considerarea curentului ca vector trebuie să fie însă compatibilă cu teorema lui Kirchhoff referitoare la curenții din orice nod.

Dar prima toremă a lui Kirchhoff apare ca o con ecință a exprimării curenților din laturi cu ajutorul curenților ciclici conform relației (7) deoarece în suma curenților dintr-un nod fiecare curent ciclic intervin de două ori, o dată cu semnul plus (intră în nod) și altă dată cu semnul minus (iese din nod).

Pentru vectorul curent se pot alege în general alte circuite independente decît cele alese pentru vectorul tensiune. Astfel, notînd prin $[\Gamma_1]$ matricea de conexiune a tensiunilor și prin $[\Gamma_2]_t$ cea de transformare a curenților, ecuațiile (3) devin (8)

$$[\Gamma_1]\,[E] = [\Gamma_1]\,[Z]\,[I] = [\Gamma_1]\,[Z]\,[\Gamma_2]_t\,[i]. \tag{8}$$

Deoarece $[\Gamma_1]\,[E] = [e]$ și $[I] = [\Gamma_2]_t\,[i]$ notînd $[\Gamma_1]\,[Z]\,[\Gamma_2]_t = [z]$

se obține sistemul (9) de C ecuații cu C necunoscute

$$[e] = [z]\,[i]. \tag{9}$$

În consecință, ecuațiile obținute pe baza legii lui Ohm cu ajutorul unor transformări de la coordonatele laturilor la cele ale circuitelor independente, compatibile cu teoremele lui Kirchhoff, pot fi considerate ca fiind de fapt expresia legii lui Ohm în coordonatele circuitelor independente.

Posibilitatea alegerii unor matrici de conexiune diferite pentru tensiuni decît pentru curenți, nu poate rezulta pe baza invarianței puterii deoarece aceasta corespunde unei aceeași schimbări a coordonatelor atît pentru tensiuni cît și pentru curenți. Numai pentru $[\Gamma_1] = [\Gamma_2]$ vom avea deci (10)

$$E_l\,I^l = e_c\,i^c;\quad [E]_t\,[I] = [e]_t\,[i]. \tag{10}$$

Interpretarea puterii ca produs scalar al vectorilor tensiune și curent ar conduce la necesitatea admiterii unui sistem ortogonal pentru vectorii unitari. Dacă s-ar adopta un singur sistem de vectori unitari (același pentru vectorul tensiune și curent) s-ar ajunge implicit la impresia existenței unei aceleiași norme a vectorilor respectivi, contrară realității (nu există un modul al vectorilor de tensiune și curent independent de sistemul de referință). De aceea, unul din vectori, în cazul de față tensiunea, trebuie exprimat cu ajutorul vectorilor unitari reciproci ($\bar{\lambda}^l$, $\bar{\gamma}^c$, $\bar{\nu}^n$) care după cum se știe, satisfac relațiile: $\bar{\lambda}^k\,\bar{\lambda}_l = \bar{\gamma}^k\,\bar{\gamma}_c = \bar{\nu}^k\,\bar{\nu}_n = \delta^k_{l,\,c,\,n}$.

S-a notat prin $\delta^k_{l,\,c,\,n}$ simbolul lui Kronecker ($= 1$ pentru l, c, $n = k$ și $= 0$ pentru l, c, $n \neq k$).

EXPRESIA LEGII LUI OHM IN CORDONATELE NODURILOR INDEPENDENTE

În mod analog se obțin ecuațiile matriciale în coordonatele tensiunilor nodale (în spațiul vectorilor unitari ai nodurilor) pornind de la legea lui Ohm în coordonatele laturilor

$$[\mathcal{J}] - [I] = [Y]\,[U]. \tag{11}$$

S-a notat prin $[Y] = [Z]^{-1}$ matricea admitanță a rețelei iar prin $[\mathcal{J}] = [Y]\,[E]$ matricea curenților impuși (ai surselor de curent).

Corespunzător legăturilor impuse de cele două teoreme ale lui Kirchhoff, eliminarea a $L + C$ variabile se poate traduce geometric printr-o transformare potrivită a axelor de coordonate din spațiul vectorilor unitari ai laturilor în spațiul vectorilor de bază ai nodurilor independente.

Vom exprima fiecare vector de bază propriu atașat unui nod ($\bar{\nu}_n$) în funcție de vectorii unitari proprii ai laturilor ($\bar{\lambda}_l$) după cum se exprimă curenții impuși rezultanți în nod în funcție de curenții impuși ai surselor de curent din laturi, conform relațiilor (12)

$$\bar{\nu}_n = \nu_n^l\,\bar{\lambda}_l \,(n = 1, 2, \ldots N); \quad [\nu] = [N]\,[\lambda]. \tag{12}$$

Rețeaua geometrică cu elemente orientate oferă sugestiv acest mod de exprimare al vectorilor unitari.

Vectorul curent impus al rețelei va avea un caracter covariant în raport cu vectorii unitari proprii, deci vom putea scrie

$$[i] = [N]\,[\mathcal{J}]. \tag{13}$$

Vectorul curent $\bar{I}$ al rețelei nu are componente în spațiul nodurilor, suma curenților laturilor fiind nulă în orice nod (prima teoremă a lui Kirchhoff); $\nu_n^l I_l = 0$, $[N]\,[I] = 0$.

Matricea $[N]$ depinde de asemenea numai de configurația geometrică a rețelei. De aceea o vom denumi și matrice de configurație $[N]$. Coeficienții ν_n^l vor avea una din valorile $+1$, -1, 0 după sensul atribuit orientării laturii l, înspre nod, dinspre nod sau neaparținînd nodului considerat.

Exprimînd vectorul tensiune la borne $\bar{U}$ prin componentele sale în spațiul vectorilor unitari proprii ai laturilor, respectiv nodurilor și ținînd seama de relația (11) se obține

$$\bar{U} = \bar{\lambda}_l\,U^l = \bar{\nu}_n\,u^n = \nu_n^l\,\bar{\lambda}_l\,u^n. \tag{14}$$

Egalăm coeficienții acelorași vectori unitari $\bar{\lambda}_e$ și rezultă

$$U^l = \nu_n^l\,u^n, \qquad [U] = [N]_t\,[u]. \tag{15}$$

Din compararea relațiilor (12) și (15) rezultă caracterul contravariant al vectorului tensiune în raport cu vectorii unitari proprii: trecerea de la tensiunile laturilor la tensiunile nodurilor se efectuează cu matricea transpusă a transformării de la vectorii unitari proprii ai laturilor la cei ai nodurilor.

Considerarea tensiunii ca vector trebuie să fie însă compatibilă cu teorema lui Kirchhoff referitoare la tensiunile de contur.

Dar teorema a II-a a lui Kirchhoff apare ca o consecinţă a exprimării tensiunilor la borne cu ajutorul tensiunilor nodale conform relaţiei (15) deoarece în suma tensiunilor de borne de-a lungul unui contur, fiecare tensiune nodală intervine de două ori : o dată cu semnul plus şi altădată cu semnul minus.

La transformarea coordonatelor în spaţiul vectorilor de bază nodali se poate alege alt nod de referinţă pentru vectorul curent impus decît pentru vectorul tensiune.

Notînd prin (N_1) matricea de conexiune a curenţilor impuşi şi prin $[N_2]_t$ cea a tensiunilor putem scrie

$$[N_1]\,[\mathcal{J}] = [N_1]\,[Y]\,[U] = [N_1]\,[Y]\,[N_2]_t\,[u]. \tag{16}$$

Deoarece $[N_1]\,[\mathcal{J}] = [i]$ şi $[U] = [N_2]_t\,[u]$ notînd $[N_1]\,[Y]\,[N_2]_t = [y]$ se obţine sistemul de T ecuaţii în coordonatele nodurilor independente

$$[i] = [y]\,[u]. \tag{17}$$

Numai în cazul alegerii aceleiaşi matrici de conexiune rezultă ca invariantă (scalar) expresia (18)

$$\mathcal{J}_l\,U^l = i_n\,u^n, \quad [\mathcal{J}]_t\,[U] = [i]_t\,[u]. \tag{18}$$

În consecinţă, ecuaţiile obţinute pe baza legii lui Ohm cu ajutorul unor transformări de la coordonatele laturilor la cele ale nodurilor independente, compatibile cu teoremele lui Kirchhoff pot fi considerate ca fiind de fapt expresia legii lui Ohm în coordonatele nodurilor independente.

Ca şi în cazul anterior, observăm că putem considera puterea ca produs scalar al vectorilor tensiune şi curent numai dacă unul din vectori a fost raportat la vectorii unitari reciproci faţă de vectorii unitari proprii ai celuilalt vector.

OBSERVAŢIE

Se poate utiliza relaţia dintre vectorii unitari reciproci ai laturilor şi circuitelor $\bar{\lambda}^l = \gamma_c^l\,\bar{\gamma}^c$, analoagă relaţiei dintre curenţii $I^l = \gamma_c^l\,i^c$, pentru determinarea pe cale vectorială a teoremei de transformarea componentelor vectorului forţă electromotoare (şi tensiune la borne), $\bar{E} = \bar{\lambda}^l\,E_l = \bar{\gamma}^c\,e_c$. Rezultă în acest caz, $e_c = \gamma_c^l\,E_l$ şi deci vectorul tensiune apare contravariant iar vectorul curent covariant în raport cu vectorii unitari reciproci.

Aceleaşi concluzii reciproce se deduc şi în cazul transformărilor de la spaţiul laturilor la cel al nodurilor independente. Redăm schematic mai jos relaţiile corespunzătoare

$$\left.\begin{array}{l} U^l = \nu_n^l\,u^n \leftrightarrow \bar{\lambda}^l = \nu_n^l\,\bar{\nu}^n \\ \bar{\mathcal{J}} = \lambda^l\,\mathcal{J}_l = \bar{\nu}^n\,i_n \end{array}\right| \quad \rightarrow i_n = \nu_n^l\,\mathcal{J}_l\,.$$

Matricile de configurație vor apare în aceste cazuri ca transpuse față de cele considerate anterior.

Relațiile dintre vectorii unitari reciproci sînt însă mai puțin sugestive decît cele dintre vectorii de bază proprii dacă se stabilesc cu ajutorul rețelei geometrice orientate.

PROPRIETĂȚI ALE MATRICILOR DE CONFIGURAȚIE

Să considerăm o rețea geometrică plană alcătuită din trei noduri și cinci laturi orientate conform figurii 2*a*.

Vom alege unul din noduri ca nod de referință și pentru a pune aceasta în evidență schematic vom desena rețeaua ca în figura 2*b*.

Relațiile dintre vectorii unitari ai tuturor nodurilor respectiv ochiurilor simple alăturate și cei ai laturilor rezultă conform expresiilor (19).

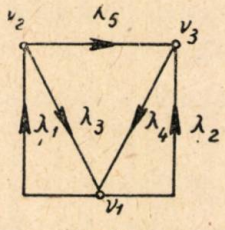


Fig. 2*a*

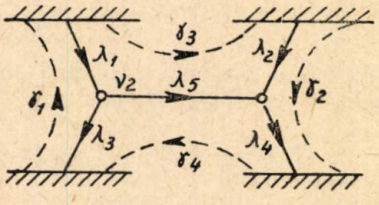


Fig. 2*b*

Deoarece fiecare latură unește două noduri, sau aparține la două ochiuri simple alăturate, coloanele matricilor au forme remarcabile, conținînd ca elemente, cîte două valori unitate antagoniste (de semn contrar).

	λ_1	λ_2	λ_3	λ_4	λ_5
ν_1	-1	-1	1	1	
ν_2	1		-1		-1
ν_3		1		-1	1

$[\nu] = [N][\lambda]$

	λ_1	λ_2	λ_3	λ_4	λ_5
γ_1	-1		-1		
γ_2		1		1	
γ_3	1	-1			1
γ_4			1	-1	-1

$[\gamma] = [\Gamma][\lambda]$

În rețeaua din figura 2 *a*, ochiul alcătuit din laturile λ_1, λ_2, λ_5 nu este numai aparent un ochi simplu, conținînd alte trei ochiuri simple. S-ar părea totodată că din felul cum a intervenit, referitor la semne, în matricea circuitelor, că sensul pozitiv al orientării a fost ales cel contrar celorlalte ochiuri. Dacă însă considerăm rețeaua ca așezată pe o suprafață închisă,

pentru un observator interior sau exterior suprafeței, toate cele patru ochiuri apar ca simple și orientate în același sens.

Vom denumi această formă a matricilor de configurație *formă elementară completă.*

Evident, că una din liniile matricilor $[\Gamma]$ sau $[N]$ scrise în forma elementară completă putîndu-se deduce din celelalte nu este independentă. Ea va trebui deci suprimată la utilizarea matricilor pentru determinarea ecuațiilor independente ale rețelei.

a) Matricile $[N]$ și $[\Gamma]$ se pot deduce una din alta fără a face apel la rețeaua corespunzătoare. Pentru aceasta, se urmărește realizarea de contururi poligonale (în matricea dată) cu număr minim de laturi care să aibă ca puncte de sprijin (de schimbarea direcției de la linii la coloane) elemente nenule (unitate). Elementele unitate ale unei linii a matricei deduse corespund liniilor verticale (din coloane) ale conturului poligonal. Semnul lor se stabilește în funcție de modul de schimbare al semnului elementelor aceleiași linii verticale la parcurgerea conturului poligonal.

De exemplu, contururile marcate prin linii punctate în matricea $[N]$ corespund liniilor γ_1 și γ_4, iar conturul marcat în matricea $[\Gamma]$ corespunde liniei ν_1.

Justificarea acestui mod de deducere rezultă ușor pe baza corespondenței dintre schema rețelei și matricile de configurație.

b) Între două matrici $[\Gamma]$ și $[N]$ există relația de ortogonalitate

$$[\Gamma]_t \ [N] = [N]_t [\Gamma] = 0. \tag{20}$$

Într-adevăr dacă cele două laturi aferente unui nod prin care trece un circuit (c) sînt orientate ambele în același sens față de sensul circuitului (cei doi termeni unitate γ_c^l vor avea același semn) ele vor fi orientate în mod diferit față de nod (una spre nod iar alta dinspre nod cei doi termeni unitate ν_n^l fiind de semne contrare); iar dacă sînt orientate în același mod față de nod vor fi orientate în sens diferit față de sensul circuitului și deci în orice caz, $\gamma_c^l \nu_n^l = 0$.

c) Oricare din matricile $[\Gamma]$ sau $[N]$ corespund în mod univoc unei configurații de rețea, putîndu-se ușor reconstitui rețeaua dacă se cunoaște una din matricile de configurație.

d) La o configurație de rețea dată corespund însă mai multe matrici $[\Gamma]$ sau $[N]$ în funcție de modul cum se aleg circuitele independente sau secțiunile care conțin noduri ale rețelei. Sub acest aspect, matricile de configurație au referitor la linii proprietățile determinanților adică se poate substitui una din linii prin suma sau diferența mai multor linii spre a obține altă matrice de configurație a aceleiași rețele.

INTERCONEXIUNEA REȚELELOR

Să considerăm mai multe rețele distincte. Pe baza legii lui Ohm scrisă pentru toate rețelele, în forma matricială $[E]_1 - [U]_1 = [Z]_1 \ [I]_1$ și a conexiunii geometrice a laturilor, în coordonatele circuitelor independente (ale fiecărei rețele) cu ajutorul matricei de configurație, $[\Gamma]_1$ (în

cazul de față alcătuită ca matrice diagonală a submatricilor de configurație a fiecărei rețele) rezultă următoarea ecuație matricială :

$$[\Gamma]_1 [E]_1 = [\Gamma]_1 [Z]_1 [\Gamma]_{1t} [i]_1 \qquad (21)$$

$$\downarrow$$

$$[e]_1 = [z]_1 [i]_1.$$

Să presupunem că rețelele anterioare sînt interconectate într-un mod oarecare. Pornind de la legea lui Ohm $[E]_2 - [U]_2 = [Z]_2 [I]_2$ cu ajutorul matricei de configurație $[\Gamma]_2$ rezultă ecuația matricială în coordonatele circuitelor independente

$$[\Gamma]_2 [E]_2 = [\Gamma]_2 [Z]_2 [\Gamma]_{2t} [i]_2 \qquad (22)$$

$$\downarrow$$

$$[e]_2 = [z]_2 [i]_2.$$

Această ecuație se poate stabili mai simplu utilizînd ecuația anterioară a rețelelor parțiale (neinterconectate între ele) cu ajutorul unei matrici de conexiune între vechile și noile circuite independente $[\gamma]_2 = [\Gamma] [\gamma]_1 \rightarrow [\Gamma]_2 = [\Gamma] [\Gamma_1]$.

Substituind $[\Gamma]_2$ în ecuația anterioară rezultă

$$[\Gamma] [\Gamma]_1 [E]_2 = [\Gamma] [\Gamma]_1 [Z]_2 [\Gamma]_{1t} [\Gamma]_t [i]_2. \qquad (23)$$

Dacă forțele electromotoare și impedanțele sînt independente de conexiune, putem lua $[E]_1 = [E]_2$, $[Z]_1 = [Z]_2$ încît, ținînd seama de (21) rezultă

$$[\Gamma] [e]_1 = [\Gamma] [Z]_1 [\Gamma]_t [i]_2. \qquad (24)$$

Prin identificare cu (22) rezultă

$$[e]_2 = [\Gamma] [e]_1 \text{ și } [Z]_2 = [\Gamma] [Z]_1 [\Gamma]_t. \qquad (25)$$

În consecință, interconectarea rețelelor se face sub aspectul deducerii ecuațiilor circuitelor independente ca și schimbarea variabilelor la stabilirea ecuațiilor unei rețele.

În particular, o rețea dată poate fi considerată ca alcătuită pe baza interconexiunii unor circuite simple, rețeaua „primitivă" a lui G. Kron. În acest caz nu intervin tensiuni la borne deoarece se trece de la ecuațiile unor circuite la ecuațiile altor circuite rezultate prin interconectarea celor primitive.

Interpretarea interconectării rețelelor ca o schimbare a sistemului de coordonate pentru vectori de tensiune și curent ai rețelelor, în sensul celor folosiți anterior, este însă imposibilă. Deși unele elemente geometrice (laturi, noduri, circuite) rămîn aceleași (înainte și după interconexiune) componentele vectorilor curent și tensiune atașate elementelor geometrice invariante se schimbă după interconexiune.

„Ecuațiile" stabilite de G. Kron ca relații între vechile și noile componente nu sînt de fapt ecuații fiind folosite numai pentru stabilirea matricei de conexiune la interconectarea rețelelor.

Nu există vectori curent și tensiune, și nici scalarul putere care să rămînă aceiași (înainte și după interconexiune).

La stabilirea matricei de conexiune, pentru a se obține rezultate corecte, trebuie însă acordată o atenție deosebită modului cum intervin laturile rețelelor componente în rețeaua rezultantă.

De exemplu, unul din modurile de conexiune al cîtorva laturi îl vom denumi interconexiune latură-nod cînd laturile unei rețele se desprind de la un nod și se leagă la nodul unei alte rețele.

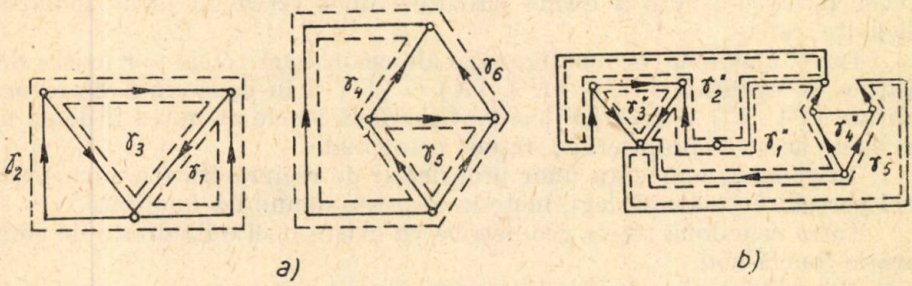


Fig. 3

Pentru circuitele independente alese conform figurii 3 matricea de conexiune va fi următoarea :

	γ_1	γ_2	γ_3	γ_4	γ_5	γ_6
γ_1''	1			1		
γ_2''		1				
γ_3''			1			
γ_4''					1	
γ_5''						1

Un alt mod de interconexiune diferit de cel considerat anterior constă în secționarea unor laturi în două părți și conectarea în serie a părților laturilor unor rețele cu părțile laturilor altor rețele [8], [10].

Acest mod de interconexiune poate fi redus la cel precedent dacă se vor modifica în prealabil forțele electromotoare și impedanțele laturilor rețelelor de interconectat prin transferul de forțe electromotoare și impedanțe de la o parte de latură la partea cu care se interconectează a altei rețele, încît interconexiunea să apară ca o interconexiune a laturilor întregi, latură-nod. În acest fel se va putea utiliza o matrice unică de interconexiune, chiar dacă se interconectează părți din laturi sau laturi în serie.

DUALITATEA REȚELELOR

Se poate observa ușor că există o analogie remarcabilă între modul de exprimare al vectorilor unitari ai circuitelor elementare (ochiuri simple,

alăturate) în funcție de cei ai laturilor și între modul de exprimare al vectorilor unitari ai nodurilor în funcție de cei ai laturilor.

Dacă se dă o matrice de configurație fără să se specifice dacă se referă la noduri sau circuite se pot reconstitui pe baza ei două rețele: o rețea, dacă matricea dată s-ar referi la noduri și o altă rețea, dacă s-ar referi la circuite.

Acel aşi laturi vor determina la o rețea noduri iar la cealaltă rețea circuite și reciproc. Suprapunînd cele două rețele laturile lor corespunzătoare se vor intersecta spre a forma circuitele unei rețele în jurul nodurilor celeilalte rețele.

Între matricile de configurație ale celor două rețele vor exista deci relațiile de egalitate $[\Gamma] = [N']$, $[N] = [\Gamma']$ și în consecință de ortogonalitate $[\Gamma]_t\,[\Gamma'] = [N]_t\,[N'] = 0$. Cele două rețele ar putea fi denumite pe baza acestor proprietăți, rețele ortogonale.

În general, existența unor proprietăți de reciprocitate a elementelor unei perechi de mărimi, legi, metode etc. este denumită dualitate.

Între cele două rețele geometrice va exista deci o dualitate de configurație buclă-nod.

Reamintim că referitor la o rețea, dualitatea se poate remarca ușor pe baza corespondenței celor două coloane ale tabelei următoare:

Între noduri (prin latură) de-a lungul buclei (prin buclă)	Prin latură (între noduri) în nod (al nodului)
$\bar{\lambda}^l = \gamma_c^l\,\bar{\gamma}^c$ $\quad (\bar{\lambda}_l)$ $\bar{\gamma}^c$ $\quad (\bar{\gamma}_c = \gamma_c^l\,\bar{\lambda}_l)$	$\lambda^l = \nu_n^l\,\bar{\nu}^n$ $\quad (\bar{\lambda}_l)$ $\bar{\nu}^n$ $\quad (\nu_n = \nu_n^l\,\lambda_l)$
$[\lambda]$ $[\gamma] = [\Gamma]\,[\lambda]$	$[\lambda]$ $[\nu] = [N]\,[\lambda]$
$[E]$ $[e] = [\Gamma]\,[E]$	$[\partial[$ $[i] = [N][\partial]$
$[U],$ $\quad [I] = [\Gamma]_t\,[i]$ $[0] = [\Gamma]\,[U]$ $\quad [i]$	$[I]$ $\quad [U] = [N]_t\,[u]$ $[0] = [N]\,[I],$ $\quad [u]$
$[Z]$ $[Z] = [\Gamma]\,[Z]\,[\Gamma]_t$	$[Y]$ $[y] = [N]\,[Y]\,[N]_t$
$[E] - [U] = [Z]\,[I]$ $[e] = [Z]\,[i]$	$[\partial] - [I] = [Y]\,[U]$ $[i] = [y]\,[u]$
$[I] = [\Gamma]_t\,\{[\Gamma]\,[Z]\,[\Gamma]_t\}^{-1}\,[\Gamma]\,[E]$	$[U] = [N]_t\,\{[N]\,[Y]\,[N]_t\}^{-1}\,[N]\,[\partial]$
$P = [E]_t\,[I] = [I]_t\,[Z]\,[I]$ $P = [e]_t\,[i] = [i]_t\,[z]\,[i]$	$P = [\partial]_t\,[U] = [U]_t\,[Y]\,[U]$ $P = [i]_t\,[u] = [u]_t\,[y]\,[u]$
$[U]_t\,[i] = 0$	$[I]_t\,[U] = 0$

De exemplu, rețeaua geometrică duală, ortogonală celei din figura 2, se poate deduce imediat pe baza dualității nod-ochiu (fig. 4).

Conform convenției anterioare relativă la sensul pozitiv de orientare, laturile noii rețele sînt orientate în așa fel încît fiecare latură a vechii rețele împreună cu cea corespunzătoare a noii rețele (inverse) să formeze un sistem dextrogir de coordonate.

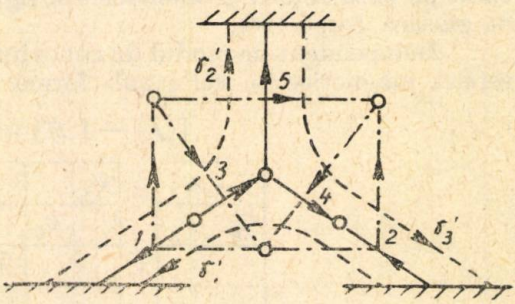


Fig. 4

Dualitatea legilor, teoremelor și mărimilor electrice referitoare la o rețea se traduce într-o egalitate ca proprietăți (între legile și teoremele duale) și într o proporționalitate ca valori între cele ale rețelei date în raport cu cele duale atribuite rețelei ortogonale.

Teorema lui Kirchhoff a curenților în nod va fi identică teoremei lui Kirchhoff a tensiunilor dintr-un circuit corespunzător al rețelei ortogonale și invers, iar ecuațiile curenților circuitelor independente într-o rețea vor fi identice ecuațiilor tensiunilor nodale în rețeaua ortogonală și invers dacă mărimile electrice ale celor două rețele vor satisface egalitățile

$$[E] = k'\,[\mathcal{J}'] \qquad k'\,[\mathcal{J}] = [E]$$
$$[U] = k'\,[I'] \qquad k'[I] = [U']$$
$$[Z] = k'k\,[Y'] \qquad k'k\,[Y] = [Z'].$$

Factorii k' și k sînt constante de proporționalitate.

Deoarece impedanțele și admitanțele sînt mărimi inverse, cele două rețele ortogonale, duale, sînt denumite și inverse.

În consecință, cînd se rezolvă o rețea dată, soluțiile obținute corespund totodată dual, rețelei ortogonale inverse : curenții din laturile rețelei date sînt proporționali tensiunilor rețelei inverse iar tensiunile la bornele laturilor rețelei date sînt proporționale curenților rețelei inverse.

În aceste condiții se poate remarca identitatea matricilor $[N] = [\Gamma']$ și $[\Gamma] = [N']$.

Ca o aplicație imediată vom considera schematizat circuitul magnetic al unui transformator monofazat ca în figura 5.

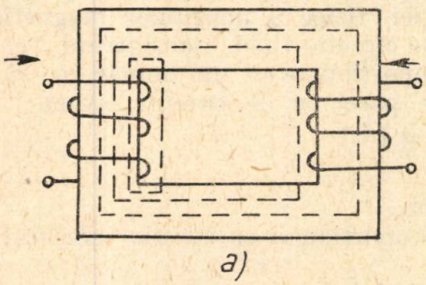


Fig. 5 *a*)

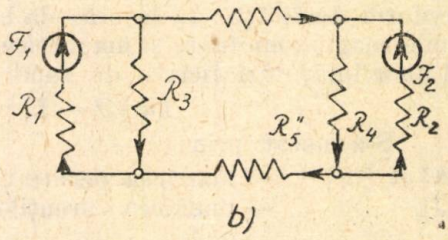


Fig. 5 *b*)

S-au notat prin: $\mathcal{F}_{1.2}$ forțele magnetomotoare respective (primară și secundară); $\mathcal{R}_{3.4}$ reluctanțele coloanelor; $\mathcal{R}_{1.2}$ reluctanțele de dispersiune; $\mathcal{R}_5 = \mathcal{R}_5' + \mathcal{R}_5''$ reluctanțele jugurilor și întrefierului.

Rețeaua circuitelor magnetice (fig. 5 *b*) poate fi considerată ca alcătuită pe baza rețelei geometrice din figura 2 căreia i s-au atașat mărimile magnetice respective.

Independent de modul de conexiune, legea lui Ohm aplicată laturilor rețelei magnetice se scrie sub forma

$$[\mathcal{F}] - [\mathcal{M}] = [\mathcal{R}]\,[\Phi]$$

$$\begin{bmatrix} \mathcal{F}_1 - \mathcal{M}_1 \\ \mathcal{F}_2 - \mathcal{M}_2 \\ \\ \\ \\ \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathcal{R}_1 & & & & \\ & \mathcal{R}_2 & & & \\ & & \mathcal{R}_3 & & \\ & & & \mathcal{R}_4 & \\ & & & & \mathcal{R}_5 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Phi_1 \\ \Phi_2 \\ \Phi_3 \\ \Phi_4 \\ \Phi_5 \end{bmatrix}$$

Conexiunea laturilor impune relații între tensiunile magnetomotoare și fluxuri, determinate de configurația rețelei geometrice orientate.

Aceste relații pot fi exprimate deci cu ajutorul matricei $[\Gamma]$ sau $[N]$ și permit trecerea la ecuații în coordonatele circuitelor sau nodurilor independente ale rețelei magnetice liniare.

Circuitele feromagnetice sînt de obicei neliniare și deoarece mărimile magnetice se măsoară prin intermediul celor electrice este preferabilă stabilirea unei scheme echivalente electrice care să conțină și să permită traducerea unor proprietăți ale circuitelor magnetice.

Astfel utilizarea unor scheme electrice echivalente ale transformatoarelor diferite de cele clasice, determinate pe baza configurației reale a liniilor de cîmp magnetic a permis studierea mai exactă [12] a unor fenomene neliniare.

Aceste scheme se obțin ușor, după cum se va arăta pe baza dualității rețelelor.

Rețelei geometrice (fig. 4) a circuitelor magnetice (fig. 5) îi vom asocia rețeaua ortogonală (dual) conform procedeului indicat anterior.

Din punct de vedere magnetic legea lui Ohm precum și teoremele lui Kirchhoff, vor rămîne invariante în raport cu rețeaua ortogonală dual dacă acceptăm schimbarea semnificației, fizice a mărimilor magnetice, conform dualității: în latură←→la borne-circuit←→nod. Considerînd tensiunile magnetomotoare și magnetice proporționale cu un număr de spire al unor înfășurări fictive de raportare parcurse de curenți, avem

$$kw\,[\mathcal{I} - I]\,[\Lambda] = [\Phi].$$

S-a notat prin

$[\Lambda] = [\mathcal{R}]^{-1}$ — matricea permeanțelor,

$[\mathcal{I}]$, — matricea curenților proporționali cu cei din înfășurările reale,

$[I]$, — matricea curenților fictivi de magnetizare.

Conform legii inducției electromagnetice fluxurile și curenții vor crea în regim armonic tensiuni induse proporționale cu pulsația (ω) și numărul de spire (w).

$$j\omega . kw^2 [\Lambda] [\mathcal{J} - I] = j\omega w ([\Phi].$$

Cu acestea, rezultă pentru rețeaua dată, în regim armonic legea lui Ohm corespunzătoare unei scheme electrice echivalente ca cea din figura 6 : $(Z) [\mathcal{J} - I] = [U]$.

S-a notat prin

$j\omega w [\Phi] = [U]$, — matricea tensiunilor induse,

$j\omega kw^2 [\Lambda] = [Z]$, — matricea impedanțelor echivalente.

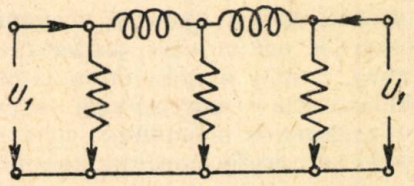


Fig. 6

CONCLUZII

1. Elementelor geometrice orientate ale unei rețele (laturi, noduri, circuite) li se pot asocia vectori unitari care să determine sisteme de referință cu ajutorul cărora să se poată folosi interpretarea tensorială a mărimilor electrice (tensiuni, curenți, impedanțe, admitanțe), compatibilă cu teoremele lui Kirchhoff.

2. Ecuațiile curenților ciclici pot fi considerate ca expresii ale legii lui Ohm în coordonatele vectorilor de bază ai circuitelor independente.

În mod necesar vectorul tensiune are un caracter covariant, iar vectorul curent contravariant, în trecerea de la coordonatele laturilor la cele ale circuitelor.

3. Ecuațiile tensiunilor nodale pot fi considerate ca expresii ale legii lui Ohm în coordonatele vectorilor de bază ai nodurilor independente.

În mod necesar vectorul curent are un caracter covariant iar vectorul tensiune contravariant, în trecerea de la coordonatele laturilor la cele ale nodurilor.

4. Se pot determina forme remarcabile ale matricelor de conexiune $[N]$ și $[\Gamma]$ încît dîndu-se una din matrice să se determine simplu cealaltă.

5. Interconexiunea rețelelor nu poate fi interpretată tensorial ca o transformare a sistemelor de referință deși ecuațiile se stabilesc matricial în mod analog.

6. Matricea interconexiunii „latură-nod" poate fi utilizată la orice mod de interconexiune.

7. Soluțiile ecuațiilor unei rețele pot fi asociate dual ca soluții ale ecuațiilor rețelei inverse. Dualitatea rețelelor ortogonale permite obținerea schemelor echivalente electrice, pe baza celor magnetice, ale unor mașini electrice.

ПРИМЕНЕНИЕ ТЕНЗОРНЫХ И МАТРИЧНЫХ МЕТОДОВ К ИССЛЕДОВАНИЮ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ СЕТЕЙ

КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ

К ориентированным элементам (сторонам, цепям, узлам) геометрической схемы плоской электрической (или магнитной) сети присоединяются единичные векторы, определяющие системы координат, для того, чтобы можно было выражать напряжения и токи как векторы. Пользуясь существенным свойством этих последних представлять собой объективные величины, при перемене системы сравнения устанавливаются преобразования компонентов, совместимые с теоремами электрических сетей.

Соотношения между единичными векторами, предположительно установленные при помощи ориентированной геометрической сети, определяют матрицы конфигурации. Указывается замечательная „полная элементарная" форма и сообщается несколько ее свойств.

При исследовании объединения сетей можно использовать то же материальное уравнение, но тогда тензорное толкование уже невозможно. Независимо от способа объединения можно использовать единственную матрицу соединения стороны-узла.

На основании двойственности ориентированных геометрических сетей, как сетей ортогональных, и двойственности в электрической сети, исследуется вопрос обратных сетей, могущий иметь значительные практические результаты: решение вопроса, относящегося к одной сети, немедленно приводит к решению вопроса, связанного с двойственной сетью; исходя из схем магнитных сетей можно легко установить электрические эквиваленты, используемые при исследовании некоторых электрических машин.

L'APPLICATION DES MÉTHODES TENSORIELLES ET MATRICIELLES À L'ÉTUDE DES RÉSEAUX ÉLECTRIQUES

RÉSUMÉ

On associe aux éléments orientés (côtés, circuits, nœuds) du schéma géométrique d'un réseau électrique (ou magnétique) plan, des vecteurs unitaires qui déterminent des systèmes de coordonnées de manière à ce que les tensions et les courants puissent être exprimés par des vecteurs. La propriété essentielle de ces derniers — celle d'être des grandeurs objectives — permet, quand on change de système de référence, d'établir, pour les composantes, des transformations compatibles avec les théorèmes des réseaux électriques.

Les relations entre les vecteurs unitaires, suggestivement établies au moyen du réseau géométrique orienté, déterminent des matrices de configuration. On relève une remarquable forme «élémentaire complète» et l'on énonce quelques propriétés.

Ces mêmes équations matricielles peuvent être employées à l'étude de l'interconnexion des réseaux, mais leur interprétation tensorielle n'est plus possible. Quel que soit le mode d'interconnexion, on pourra toujours utiliser une matrice de connexion côté-nœud, unique.

En base de la dualité des réseaux géométrique orientés comme réseaux orthogonaux et de la dualité dans un réseau électrique, on étudie le problème des réseaux inverses, qui peut trouver d'importantes applications pratiques ; la solution d'un réseau conduit immédiatement à la solution du réseau dual ; en partant des schémas des réseaux magnétiques, on peut facilement établir des équivalentes électriques, applicables à l'étude de certaines machines électriques.

BIBLIOGRAFIE

1. G. KRON, *Tensor Analysis of Networks.* I. Willey New York, 1939.
2. — *A Short Course in Tensor Analysis for Electrical Engineers.* New York, 1942.
3. D. BAYLE, *Sur l'étude topologique des réseaux électriques.* C.R. des séances de l'Académie des sciences, *23*, 2031—2033 (1957).
4. Е. МЕЕРОВИЧ, *Геометрическая теория электрических цепей.* Электричество, *2*, 30—39 (1947).
5. A. ANGOT, *Compléments de mathématiques.* Paris, 1949.
6. I. ANTONIU, *Introducere în aplicarea calculului matricial la studiul circuitelor electrice.* Ed. Acad. R.P.R., Bucureşti, 1953.
7. J. KUCERA, *Espaces géométriques en électrotechnique.* Revue générale de l'Electricité, **62**, *8*, 379 (1953).
8. A. FRANSUA, *Cîteva precizări în legătură cu aplicarea de către G. Kron a calculului matricial în studiul reţelelor electrice complexe.* Studii şi cercetări de energetică, **VI**, *4*, 461—472 (1956).
9. C. MOCANU, *O teoremă în studiul reţelelor electrice prin calcul matricial.* Studii şi cercetări de energetică, **VI**, *4*, 473—501 (1956).
10. M. PREDA, *Consideraţii asupra aplicării calculului matricial în studiul reţelelor electrice.* Electrotehnica, **V**, *5*, 134—138 (1957).
11. J. SYNGE, *The Fundamental Theorem of Electric Networks.* Quarterly of Applied Mathematics, **IX**, *9*, 113—127 (1951).
12. G. SLEMON, *Equivalent Circuits for Transformers and Machines Including Non-linear Effects.* Proceedings of IEE, **IV**, 130 (1953).
13. N. TEODORESCU, *Metode vectoriale în fizica matematică.* Ed. tehnică, Bucureşti, 1954.
14. N. KOCIN, *Calculul vectorial şi introducere în calculul tensorial.* Ed. tehnică, Bucureşti, 1954.

TRANSMISIA ENERGIEI ELECTROMAGNETICE PE LINIILE LUNGI TRIFAZATE CU CONSTRUCŢIE ASIMETRICĂ, ÎN REGIM DEZECHILIBRAT

DE

C. I. MOCANU

Transmisia energiei electromagnetice, pe liniile electrice lungi cu constante repartizate este studiată în general pentru cazul liniei bifilare, ecuaţiile care descriu propagarea fiind cunoscute sub denumirea de ecuaţiile telegrafiştilor.

În această lucrare, o primă parte dintr-o teorie generală a propagării undelor electromagnetice pe sistemele de linii lungi multifilare, cuplate lineic, se stabileşte prin calcul matr cial sistemul ecuaţiilor cu derivate parţiale care descrie propagarea pe linia trifazată de construcţie asimetrică în regim dezechilibrat de tensiuni şi curenţi. Soluţia ecuaţiei generalizate a telegrafiştilor pentru cazul liniei trifazate, conduce la existenţa a două perechi de unde directe şi inverse de tensiuni şi curenţi, din care o pereche de simetrie, iar cealaltă de asimetrie. În particular, pentru linia trifazată simetrică, undele de asimetrie directe şi inverse se anulează.

1. PROBLEMA

Fie linia electrică, alcătuită din trei conductoare cilindrice, de lungime l, dispuse paralel în mediul izotrop şi omogen de permeabilitate magnetică relativă μ_r şi permetivitate relativă ε_r. Conductoarele au secţiuni diferite ($r_1 \neq r_2 \neq r_3$) şi sînt dispuse la distanţele $D_{12} \neq D_{23} \neq D_{31}$, între axe, constantele de material fiind : $\mu_{r1} \neq \mu_{r2} \neq \mu_{r3}$ şi $\rho_1 \neq \rho_2 \neq \rho_3$ (fig. 1).

Dacă se aplică la extremitatea sursă, tensiunile şi curenţii în mărimi instantanee u^0_{12}, u^0_{23}, u^0_{31} şi i^0_1, i^0_2, i^0_3, — problema propagării energiei elec-

tromagnetice de-a lungul liniei, constă în determinarea tensiunilor u_{12}^x, u_{23}^x, u_{31}^x și a curenților i_1^x, i_2^x, i_3^x, în punctele situate pe conductoare la distanța x (fig. 2).

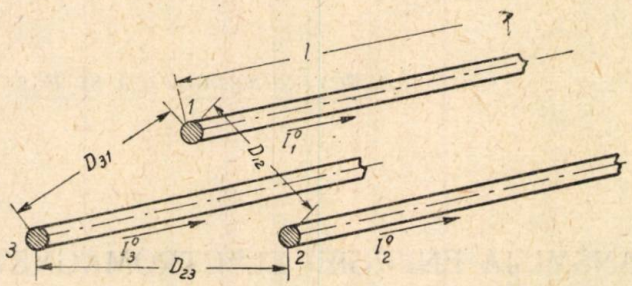


Fig. 1. — Linia electrică lungă trifilară.

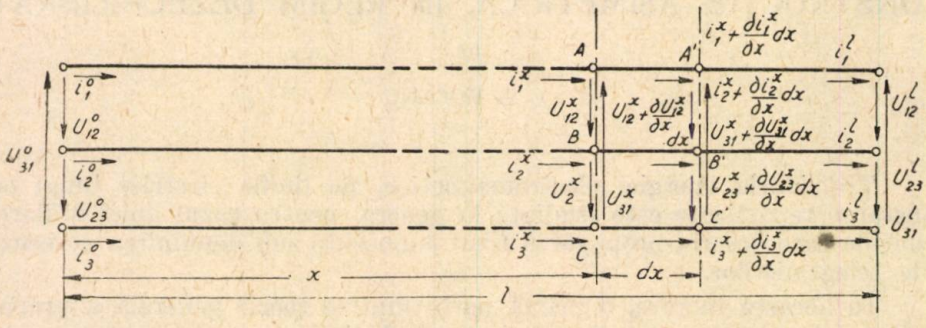


Fig. 2. — Linie trifilară.

2. STABILIREA ECUAȚIILOR TELEGRAFIȘTILOR IN MĂRIMI INSTANTANEE

Linia electrică poate fi considerată ca o rețea electrică cu trei borne de intrare și trei borne de ieșire, adică multipolul cu două grupe a cîte trei accese (fig. 3*a*).

Pentru perechile de borne de intrare și ieșire, există relațiile

$$\begin{aligned} i_1^0 + i_2^0 + i_3^0 &= 0, \quad i_1^1 + i_2^1 + i_3^1 = 0, \\ u_{12}^0 + u_{23}^0 + u_{31}^0 &= 0, \quad u_{12}^1 + u_{23}^1 + u_{31}^1 = 0. \end{aligned} \tag{1}$$

Multipolul cu două grupe de accese, figura 3*a* poate fi descompus conform teoremei descompunerii în ochiuri separate, în sistemul a patru bucle, din care două bucle la intrare și două bucle la ieșire. Alegînd arbitrar curenții i_1^0 și i_2^0, respectiv i_1^1 și i_2^1 ca fiind curenți ciclici, rezultă sistemul buclelor din figura 3*b*.

Secționînd linia la distanțele x și $x + dx$ (fig. 2), se obține linia trifilară elementară, a cărei schemă echivalentă, este multipolul elementar (fig. 3*c*), care poate fi descompus similar în sistemul celor patru bucle

(fig. 3*d*). Sistemele buclelor din figura 3*b* și *d*, pot fi prezentate sub forma clasică a buclelor Maxwell deschise, figura 4*a* și *b*.

Se poate deci considera linia trifilară, ca fiind constituită din două linii bifilare și anume : o linie bifilară avînd firul 1 de ducere și 3 de întoar-

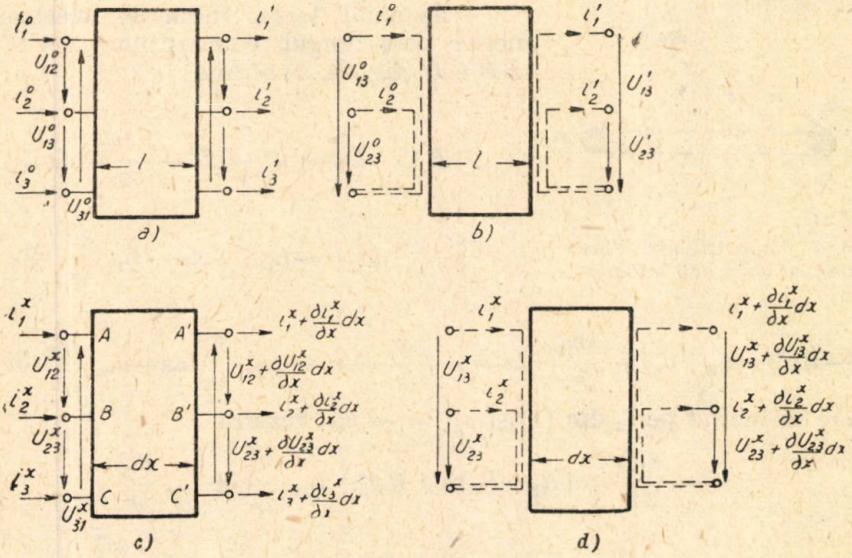


Fig. 3. — Scheme echivalente.

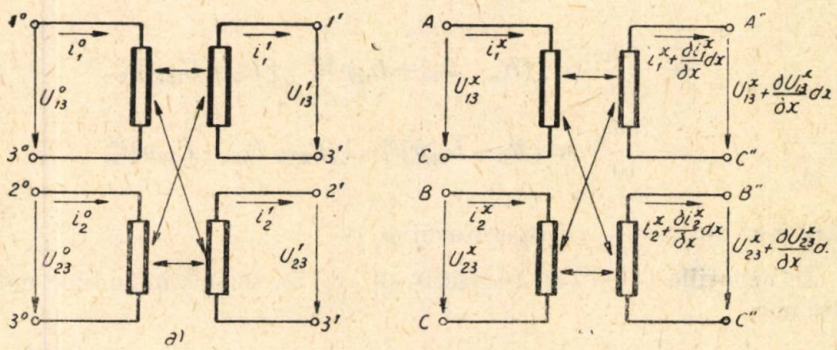


Fig. 4. — Schemele buclelor.

cere și a doua linie bifilară avînd firul 2 de ducere și 3 de întoarcere (fig. 5). Parametrii pasivi uniform repartizați care caracterizează linia, vor fi în acest caz

R_1, R_2, R_3 — rezistențele firelor 1, 2 și 3;

L^{13}_{13}, L^{23}_{23} — inductivitățile proprii ale celor două linii bifilare, în care pentru simplificare se va suprima indicele 3, adică se va nota L_{11} și L_{22};

L_{13}^{23}, L_{23}^{13} — inductivitatea mutuală între cele două linii, care se va nota prin L_{12}, L_{21};

C_{pq} — capacitatea parțială între firele p și q ($pq = 1,2,3$);

G_{pq} — perditanța între firele p, q ($p \neq q = 1,2,3$).

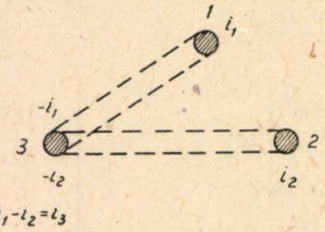


Fig. 5. — Linie trifilară echivalentă cu două linii bifilare.

Aplicînd legea inducției electromagnetice de-a lungul contururilor $AA'C'C$ și $BB'C'C$ (fig. 2), se obține

$$R_1 i_1^x - R_3 i_3^x + u_{31}^x - u_{31}^x - \frac{\partial u_{31}^x}{\partial x} dx = -\frac{\partial \Phi_1}{\partial t} dx = -L_{11} \frac{\partial i_1^x}{\partial t} dx - L_{12} \frac{\partial i_2^x}{\partial t} dx, \quad (2)$$

$$R_2 i_2^x - R_3 i_3^x - u_{23}^x + u_{23}^x + \frac{\partial u_{23}^x}{\partial x} dx = -\frac{\partial \Phi_2}{\partial t} dx = -L_{21} \frac{\partial i_1^x}{\partial t} dx - L_{22} \frac{\partial i_2^x}{\partial t} dx, \quad (3)$$

în care înlocuind pe i_3 din (1) și $u_{13}^x = -u_{31}^x$, rezultă

$$-\frac{\partial u_{13}^x}{\partial x} = (R_1 + R_3) i_1^x + R_3 i_2^x + L_{11} \frac{\partial i_1^x}{\partial t} + L_{12} \frac{\partial i_2^x}{\partial t}, \quad (4)$$

$$-\frac{\partial u_{23}^x}{\partial x} = R_3 i_1^x + (R_2 + R_3) i_2^x + L_{21} \frac{\partial i_1^x}{\partial t} + L_{22} \frac{\partial i_2^x}{\partial t}, \quad (5)$$

sau

$$-\frac{\partial u_{13}^x}{\partial x} = [(R_1 + R_3) + L_{11} p] i_1^x + [R_3 + L_{12} p] i_2^x, \quad (6)$$

$$-\frac{\partial u_{23}^x}{\partial x} = [R_3 + L_{21} p] i_1^x + [(R_2 + R_3) + L_{22} p] i_2^x, \quad (7)$$

în care s-a notat $\frac{\partial}{\partial t}$, cu operatorul p.

În ecuațiile (4) și (5), respectiv (6) și (7), se pot introduce notațiile matriciale

$$[u^x] = \begin{bmatrix} u_{13}^x \\ u_{23}^x \end{bmatrix}; \; [i^x] = \begin{bmatrix} i_1^x \\ i_2^x \end{bmatrix}; \; [R] = \begin{bmatrix} R_1 + R_3, & R_3 \\ R_3, & R_2 + R_3 \end{bmatrix}; \; [L] = \begin{bmatrix} L_{11}, & L_{12} \\ L_{21}, & L_{22} \end{bmatrix}. \quad (8)$$

Vom denumi mărimile $[R]$, $[L]$, *matricele lineice ale rezistențelor și inductivităților longitudinale.* Ecuațiile (4) și (5) se vor exprima sub formă condensată

$$-\frac{\partial}{\partial x}[u^x] = [R][i^x] + [L]\frac{\partial}{\partial t}[i^x] = ([R] + p[L])[i^x], \quad (9)$$

sau,

$$-\frac{\partial}{\partial x}[u^x]=[\varepsilon][i^x], \tag{10}$$

în care s-a notat

$$[\varepsilon]=[R]+p[L]. \tag{11}$$

Din legea de conservare a sarcinei electrice

$$i_\Sigma=-\frac{dq_\Sigma}{dt},$$

care exprimă că intensitatea curentului de conducție i_Σ, care trece prin suprafața închisă Σ (suprafața totală a conductoarelor 1, respectiv 2, fig. 5), considerată pozitivă cînd este orientată dinspre interiorul suprafeței spre exterior, este proporțională cu viteza de scădere a sarcinei q_Σ, din interiorul suprafeței, rezultă

$$\left(i_1^x+\frac{\partial i_1^x}{\partial x}dx\right)-i_1^x+G_{12}dx\,u_{12}^x+G_{13}dx\,u_{13}^x=$$

$$=-\frac{\partial q_{1\Sigma}}{\partial t}=-C_{12}\,dx\,\frac{\partial u_{12}}{\partial t}-C_{13}dx\frac{\partial u_{13}}{\partial t}, \tag{12}$$

$$\left(i_2^x+\frac{\partial i_2^x}{\partial x}dx\right)-i_2^x+G_{21}dx\,u_{21}^x+G_{23}dx\,u_{23}^x=$$

$$=-\frac{\partial q_{2\Sigma}}{\partial t}=-C_{21}dx\,\frac{\partial u_{21}^x}{\partial t}-C_{23}dx\,\frac{\partial u_{23}^x}{\partial t}, \tag{13}$$

în care înlocuind

$$u_{12}^x=u_{13}^x-u_{23}^x$$

se obține

$$-\frac{\partial i_1^x}{\partial x}=(G_{12}+G_{13})\,u_{13}^x-G_{12}u_{23}^x+(C_{12}+C_{13})\,\frac{\partial u_{13}^x}{\partial t}-C_{12}\,\frac{\partial u_{23}^x}{\partial t}, \tag{14}$$

$$-\frac{\partial i_2^x}{\partial x}=-G_{21}\,u_{13}^x+(G_{21}+G_{23})\,u_{23}^x-C_{21}\,\frac{\partial u_{13}^x}{\partial t}+(C_{21}+C_{23})\,\frac{\partial u_{23}^x}{\partial t}. \tag{15}$$

Introducînd notațiile matriciale

$$[G]=\begin{bmatrix}G_{12}+G_{13}, & -G_{12}\\ -G_{21}, & G_{21}+G_{23}\end{bmatrix};\ [C]=\begin{bmatrix}C_{12}+C_{13}, & -C_{12}\\ -C_{21}, & C_{21}+C_{23}\end{bmatrix} \tag{16}$$

adică definind *matricele lineice ale perditanțelor și capacităților parțiale laterale*, ecuațiile (14) și (15), se pot exprima sub forma restrînsă

$$-\frac{\partial}{\partial x}[i^x]=[G][u^x]+[C]\frac{\partial}{\partial t}[u^x]=([G]+p[C])[u^x], \tag{17}$$

sau

$$-\frac{\partial}{\partial x}[i^x] = [y]\,[u^x], \tag{18}$$

în care s-a notat

$$[y] = [G] + p[C]. \tag{19}$$

Diferențiind ecuațiile (10) și (19) în raport cu x, rezultă

$$-\frac{\partial^2}{\partial x^2}[u^x] = [z]\,\frac{\partial}{\partial x}[i^x], \tag{20}$$

$$-\frac{\partial^2}{\partial x^2}[i^x] = [y]\,\frac{\partial}{\partial x}[u^x], \tag{21}$$

iar din (10) și (19), se obține sistemul ecuațiilor cu derivate parțiale

$$\frac{\partial^2}{\partial x^2}[u^x] = [z]\,[y]\,[u^x] = ([R]+p[L])\,([G]+p[C])[u^x] =$$

$$= ([R]\,[G]+p[R]\,[C]+p[L]\,[G]+p^2[L]\,[C])\,[u^x], \tag{22}$$

$$\frac{\partial^2}{\partial x^2}[i^x] = [y]\,[z]\,[i^x] = ([G]+p[C])\,([R]+p[L])\,[i^x] =$$

$$= ([G]\,[R]+p[G]\,[L]+p[C]\,[R]+p^2\,[C]\,[L])\,[i^x]. \tag{23}$$

Se remarcă asemănarea ecuațiilor (22) și (23), cu ecuațiile clasice de propagare pentru linia bifilară, în care însă termenii scalari sînt înlocuiți cu matricele corespunzătoare. Prin analogie, vom denumi ecuațiile (22) și (23) ecuațiile matriciale ale telegrafiștilor în mărimi instantanee, pentru linia electrică lungă trifilară.

Cu matrici corespunzătoare, ecuațiile (22) și (23) sînt valabile și pentru linia electrică lungă, multifilară.

3. CALCULUL PARAMETRILOR LINEICI L_{ik}, C_{ik}, α. CALCULUL INDUCTIVITĂȚILOR L_{ik}

În matricea $[L]$, a inductivităților lineice (8), intervin expresiile inductivităților proprii ale liniilor bifilare L_{11} (L_{13}^{13}), L_{22} (L_{23}^{23}) și a inductivităților mutuale între liniile bifilare L_{12} (L_{13}^{23}), L_{21} (L_{23}^{13}).

Inductivitatea totală lineică a liniei bifilare, formată din firul 1 de ducere și 3 de întoarcere L_{11}, este egală cu :

$$L_{11} = \mathfrak{L}_1 + \mathfrak{L}_3 - 2\,\mathfrak{L}_{13}$$

în care $\mathfrak{L}_1$ și $\mathfrak{L}_3$ sînt inductivitățile proprii lineice ale firelor 1 și 3 iar $\mathfrak{L}_{13}$ este inductivitatea mutuală, cu valorile

$$\mathfrak{L}_1 = \left[\mathfrak{L}_{i1} + 2\left(\ln \frac{2l}{r_1} - 1\right)\right] 10^{-4} \text{ H/km},$$

$$\mathfrak{L}_3 = \left[\mathfrak{L}_{i2} + 2\left(\ln \frac{2l}{r_3} - 1\right)\right] 10^{-4} \text{ H/km},$$

$$\mathfrak{L}_{13} = 2\left(\ln \frac{2l}{D_{13}} - 1\right) 10^{-4} \text{ H/km},$$

în care s-a notat cu l lungimea liniei și cu $\mathfrak{L}_{i1}$, $\mathfrak{L}_{i3}$ inductivitățile interne ale firelor 1 și 3, și deci

$$L_{11} = 2\left[(\mathfrak{L}_{i1} + \mathfrak{L}_{i3})/_2 + 2 \ln \frac{D_{13}}{\sqrt{r_1 r_3}}\right] 10^{-4} \text{ H/km}, \tag{24}$$

și similar

$$L_{22} = 2\left[(\mathfrak{L}_{i2} + \mathfrak{L}_{i3})/_2 + 2 \ln \frac{D_{23}}{\sqrt{r_2 r_3}}\right] 10^{-4} \text{ H/km}. \tag{24'}$$

Inductivitatea mutuală între liniile bifilare (13) și (23), se obține din expresia fluxului magnetic pe care-l stabilește prin linia (13) curentul care ar străbate linia (23), figura 6, adică

$$L_{13}^{23} = L_{23}^{13} = L_{12} = L_{21} =$$

$$= \left[\mathfrak{L}_{i3} + 2 \ln \frac{D_{13} D_{23}}{r_3 D_{12}}\right] 10^{-4} \text{ H/km}. \tag{25}$$

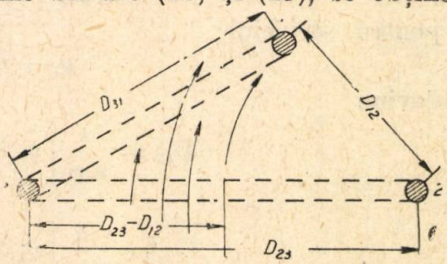


Fig. 6. — Calculul inductivităților.

În cazul particular, în care firele sînt de aceeași formă, material, secțiune etc. și dispuse pe vîrfurile triunghiului echilateral de latură d

$$D_{12} = D_{23} = D_{31} = d; \quad r_1 = r_2 = r_3 = r,$$

atunci

$$L_{11} = L_{22} = L = 2\left(\mathfrak{L}_i + 2 \ln \frac{d}{r}\right) 10^{-4} \text{ H/km},$$

$$L_{12} = L_{21} = L_m = \left(\mathfrak{L}_i + 2 \ln \frac{d}{r}\right) 10^{-4} \text{ H/km}. = \frac{L}{2} \tag{25'}$$

Inductivitatea mutuală, egală în acest caz cu jumătate din inductivitatea proprie, este chiar inductivitatea în serviciu a liniei trifazate

$$L = 2\ L_m = 2\ L_s$$

Calculul capacităților parțiale C_{ik}. Dacă se notează cu V_1, V_2, V_3, potențialele firelor, sarcinile q_1 și q_2 cari încarcă firele 1 și 2 sînt funcții liniare și omogene de diferențele de potențial (ecuațiile lui Maxwell pentru capacități parțiale), astfel

$$\begin{aligned} q_1 &= C_{12}(V_1 - V_2) + C_{13}(V_1 - V_3) = C_{12}U_{12} + C_{13}U_{13}, \\ q_2 &= C_{21}(V_2 - V_1) + C_{23}(V_2 - V_3) = C_{21}U_{21} + C_{23}U_{23}. \end{aligned} \tag{26}$$

Înlocuind $U_{12} = U_{13} - U_{23}$, ecuațiile (26) devin

$$\begin{aligned} q_1 &= (C_{12} + C_{13})U_{13} - C_{12}U_{23}, \\ q_2 &= -C_{21}U_{13} + (C_{21} + C_{23})U_{23}. \end{aligned}$$

Al doilea sistem de ecuații Maxwell exprimînd potențialele V_i ca funcții liniare și omogene de sarcini [1];

$$V_1 = \sum_{i=1}^{3} p_{1i}\, q_i = \frac{k}{2\pi\varepsilon} \sum_{i=1}^{3} q_i \ln \frac{1}{D_{1i}},$$

$$V_2 = \sum_{i=1}^{3} p_{2i}\, q_i = \frac{k}{2\pi\varepsilon} \sum_{i=1}^{2} q_i \ln \frac{1}{D_{2i}},$$

$$V_3 = \sum_{i=1}^{3} p_{3i}\, q_i = \frac{k}{2\pi\varepsilon} \sum_{i=1}^{3} q_i \ln \frac{1}{D_{3i}},$$

pentru serviciul

$$q_1 + q_2 + q_3 = 0,$$

devine

$$\begin{aligned} U_{13} &= \frac{k}{2\pi\varepsilon}\left[q_1 \ln \frac{D_{13}D_{13}}{D_{11}D_{33}} + q_2 \ln \frac{D_{13}D_{23}}{D_{12}D_{33}}\right], \\ U_{23} &= \frac{k}{2\pi\varepsilon}\left[q_1 \ln \frac{D_{13}D_{23}}{D_{12}D_{33}} + q_2 \ln \frac{D_{23}D_{23}}{D_{22}D_{33}}\right], \end{aligned} \tag{26'}$$

în care k este coeficientul de raționalizare (egal cu 4π pentru sistemele de unități de măsură neraționalizate și 1 pentru cele raționalizate).

Soluționînd sistemul (26) în raport cu sarcinile și identificînd cu (26') se obțin valorile capacităților parțiale

$$\begin{aligned} C_{12} = C_{21} &= \frac{\varepsilon r}{18} \frac{\ln \dfrac{D_{13}D_{23}}{r_3 D_{12}}}{\Delta}\ \mu F/\mathrm{km}, \\ C_{23} = C_{32} &= \frac{\varepsilon r}{18} \frac{\ln \dfrac{D_{12}D_{13}}{r_1 D_{23}}}{\Delta}\ \mu\mathrm{F/km}, \\ C_{31} = C_{13} &= \frac{\varepsilon r}{18} \frac{\ln \dfrac{D_{12}D_{23}}{r_2 D_{13}}}{\Delta}\ \mu F/\mathrm{km}, \end{aligned} \tag{27}$$

în care

$$\Delta = \ln \frac{D_{13}D_{13}}{r_1 r_3} \ln \frac{D_{23}D_{23}}{r_2 r_3} - \left(\ln \frac{D_{13}D_{23}}{r_3 D_{12}}\right)^2.$$

Pentru cazul particular al liniei simetrice

$$C_{12} = C_{23} = C_{31} = \frac{1}{3} \frac{\varepsilon_r}{18 \ln d/r} \mu F/\text{km} = \frac{1}{3} C_s \, \mu\text{F/km}, \qquad (27')$$

în care s-a notat prin C_s, capacitatea în serviciu a liniei trifazate.

4. FORMA IN COMPLEX A ECUAȚIILOR TELEGRAFIȘTILOR, PENTRU LINIA TRIFAZATĂ

Ecuațiile matriciale în mărimi instantanee (22) și (23), se vor exprima în cantități complexe sub forma

$$\frac{\partial^2}{\partial x^2}[U^x] = [Z][Y][U^x] = \Big[[R][G] + [L][C] + j\omega([R][C] + [L][G])\Big][U^x], \qquad (28)$$

$$\frac{\partial^2}{\partial x^2}[I^x] = [Y][Z][I^x] = \Big[[G][R] - [C][L] + j\omega([G][L] + [C][R])\Big][I^x], \qquad (29)$$

în care s-a notat cu $[Z]$ matricea impedanță longitudinală complexă

$$[Z] = [R] + j\omega[L], \qquad (30)$$

și cu $[Y]$ matricea admitanță laterală complexă

$$[Y] = [G] + j\omega[C]. \qquad (31)$$

Ecuațiile (28), (29) se pot scrie sub formă restrînsă

$$\frac{\partial^2}{\partial x^2}[U^x] = [\Gamma_{ZY}][U^x], \qquad (32)$$

$$\frac{\partial^2}{\partial x^2}[I^x] = [\Gamma_{YZ}][I^x], \qquad (33)$$

în care s-a notat

$$[\Gamma_{ZY}] = [Z][Y]; \quad [\Gamma_{YZ}] = [Y][Z]. \qquad (34)$$

5. INTEGRAREA FORMEI IN COMPLEX

Ecuația matricială (32), fiind o ecuație diferențială de ordinul doi, cu coeficienți constanți, integrala are forma

$$[U^x] = e^{[\gamma]x}[A_1] + e^{-[\gamma]x}[A_2], \qquad (35)$$

iar din (10)

$$[I^x] = -[Z]^{-1}\frac{\partial}{\partial x}[U^x],$$

adică

$$[I^x] = [Z]^{-1}[\gamma]\ (e^{-[\gamma]x}[A_2] - e^{[\gamma]x}[A_1]), \tag{36}$$

în care s-a notat prin $[\gamma]$, rădăcina patrată a matricei *) $[\Gamma_{ZY}]$.

Matricele constantelor de integrare $[A_1]$ și $[A_2]$, se determină din condițiile la extremitatea sursă

$$x = 0\,;\ [U^x] = [U^0]\,;\ [I^x] = [I^0], \tag{37}$$

adică din (35) și (36)

$$[U^0] = [A_1] + [A_2], \tag{38}$$

$$[\gamma]^{-1}[Z][I^0] = [A_2] - [A_1], \tag{39}$$

și deci

$$[U^x] = \mathrm{ch}[\gamma]x[U^0] - \mathrm{sh}[\gamma]x[\gamma]^{-1}[Z][I^0], \tag{40}$$

$$[I^x] = \mathrm{ch}\,[\gamma]x[I^0] - \mathrm{sh}[\gamma]x[Z]^{-1}[\gamma][U^0]. \tag{41}$$

Dacă se notează ca *matrice a impedanțelor caracteristice*

$$[\varkappa_c] = [\gamma]^{-1}[Z], \tag{42}$$

ecuațiile vectorilor de tensiune și de curent, devin

$$[U^x] = \mathrm{ch}\,[\gamma]x[U^0] - \mathrm{sh}\,[\gamma]\,x\,[\varkappa_c]\,[I^0], \tag{43}$$

$$[I^x] = \mathrm{ch}\,[\gamma]\,x[I^0] - \mathrm{sh}\,[\gamma]\,x\,[\varkappa_c]^{-1}[I^0]. \tag{44}$$

Dacă distanțele x se măsoară de la extremitatea receptoare și se determină constantele de integrare $[A_1]$, $[A_2]$ în funcție de $[U^1]$ și $[I^1]$ (de la extremitatea utilizare), ecuațiile (32) și (33), devin

$$[U^x] = \mathrm{ch}\,[\gamma]x[U^1] + \mathrm{sh}\,[\gamma]\,x\,[\varkappa_c]\,[I^1], \tag{45}$$

$$[I^x] = \mathrm{ch}\,[\gamma]\,x\,[I^1] + \mathrm{sh}\,[\gamma]\,x\,[\varkappa_c]^{-1}[U^1], \tag{46}$$

iar pentru $x = l$

$$[U^0] = \mathrm{ch}[\gamma]l[U^1] + \mathrm{sh}[\gamma]l[\varkappa_c]\,[I^1], \tag{47}$$

$$[I^0] = \mathrm{ch}\,[\gamma]l\,[I^1] + \mathrm{sh}\,[\gamma]l\,[\varkappa_c]^{-1}[U^1]. \tag{48}$$

Ecuațiile (43), (44), (45), (46), (47) și (48) similare ca prezentare cu ecuațiile clasice ale liniei bifilare, reprezintă *ecuațiile matriciale de propagare* pentru liniile electrice lungi trifilare.

Regimul electric al liniilor electrice lungi multifilare, este complet definit de doi parametri matriciali: parametri activi ai matricelor de

*) Rădăcina patrată a matricei $[\Gamma_{ZY}]$ are în general o dublă multiformitate: discretă, dată de valorile de extracție și continuă, dată de valorile arbitrare ale matricei auxiliare de permutare comutativă.

tensiuni $[U^x]$ și de curent $[I^e]$ (cu valorile la extremități $[U^0]$, $[U^1]$, $[I^0]$, $[I^1]$) și parametri pasivi ai rezistenței longitudinale lineice $[R]$ și perditanței laterale lineice $[G]$, respectiv matricele reactive ale inductivității și capacității lineice $[L]$, $[C]$.

Calculul rădăcinii patrate $\sqrt{[\Gamma_{ZY}]}$ introducînd factori arbitrari, vom determina soluția ecuației (34) sub formă analitică, soluția matricială făcînd obiectul unei alte lucrări.

6. FORMA ANALITICĂ A INTEGRALELOR ECUAȚIILOR DE PROPAGARE

Ecuația (32) se exprimă analitic sub forma

$$\frac{\partial^2 U^x_{13}}{\partial x^2} = \Gamma_{11}\, U^x_{13} + \Gamma_{12}\, U^x_{23}\,, \tag{49}$$

$$\frac{\partial^2 U^x_{23}}{\partial x^2} = \Gamma_{21}\, U^x_{13} + \Gamma_{22} U^x_{23}.$$

Ecuația caracteristică a sistemului (49) este

$$\begin{vmatrix} \Gamma_{11} - \gamma^2, & \Gamma_{12} \\ \Gamma_{21}, & \Gamma_{22} - \gamma^2 \end{vmatrix} = 0\,,$$

cu soluțiile

$$\gamma_1 = +\sqrt{\frac{1}{2}\left(\Gamma_{11}+\Gamma_{22}+\sqrt{(\Gamma_{11}+\Gamma_{22})^2 - 4\Gamma_{12}\,\Gamma_{21}}\right)} = \alpha_1 + j\beta_1\,, \tag{50}$$

$$\gamma_2 = +\sqrt{\frac{1}{2}\left(\Gamma_{11}+\Gamma_{22}-\sqrt{(\Gamma_{11}+\Gamma_{22})^2 - 4\Gamma_{12}\,\Gamma_{21}}\right)} = \alpha_2 + j\beta_2, \tag{51}$$

$$\gamma_3 = -\sqrt{\frac{1}{2}\left(\Gamma_{11}+\Gamma_{22}+\sqrt{(\Gamma_{11}+\Gamma_{22})^2 - 4\Gamma_{12}\,\Gamma_{21}}\right)} = -\alpha_1 - j\beta_1, \tag{52}$$

$$\gamma_4 = -\sqrt{\frac{1}{2}\left(\Gamma_{11}+\Gamma_{22}-\sqrt{(\Gamma_{11}+\Gamma_{22})^2 - 4\Gamma_{12}\,\Gamma_{21}}\right)} = -\alpha_2 - j\beta_2\,, \tag{53}$$

în care

$$\Gamma_{11} = R_1(G_{12}+G_{13}) + R_3G_{13} - L_{11}(C_{12}+C_{13}) - L_{12}C_{21} + j\omega[R_1(C_{12}+C_{13}) + R_3C_{13} + L_{11}(G_{12}+G_{13}) - L_{21}G_{12}]\,, \tag{54}$$

$$\Gamma_{12} = -R_1G_{12} + R_3G_{23} - L_{11}C_{12} + L_{12}(C_{21}+C_{23}) + j\omega[-R_1C_{12} + R_3C_{23} + L_{12}(G_{12}+G_{23}) - L_{11}G_{12}]\,, \tag{55}$$

$$\Gamma_{21} = R_3G_{13} - R_2G_{21} - L_{21}(C_{12}+C_{13}) - L_{22}C_{21} + j\omega[R_3C_{13} - R_2C_{21} + L_{21}(G_{12}+G_{13}) - L_{22}G_{21}]\,, \tag{56}$$

$$\underline{\Gamma}_{22}=R_2(G_{21}+G_{23})R_3G_{23}-L_{21}C_{12}+L_{22}(C_{21}+C_{23})+j\omega\,[R_2(C_{21}+C_{23})+$$
$$+R_3C_{23}+L_{22}(G_{21}+G_{23})-L_{21}G_{12}]\,. \qquad (57)$$

Pentru prima ecuație (49), încercăm o soluție de forma

$$\underline{U}^x_{13}=\underline{A}_1e^{\underline{\gamma}_1x}+\underline{A}_2e^{\underline{\gamma}_2x}+\underline{A}_3e^{\underline{\gamma}_3x}+\underline{A}_4e^{\underline{\gamma}_4x}\,.$$

Introducînd această valoare în prima ecuație (49), se obține pentru a doua ecuație

$$\underline{U}^x_{23}=\frac{1}{\underline{\Gamma}_{12}}\frac{\partial^2\underline{U}^x_{13}}{\partial x^2}-\frac{\underline{\Gamma}_{11}}{\underline{\Gamma}_{12}}\underline{U}^x_{13}=\frac{\underline{\gamma}_1^2-\underline{\Gamma}_{11}}{\underline{\Gamma}_{12}}\underline{A}_1e^{\underline{\gamma}_1x}+$$
$$+\frac{\underline{\gamma}_2^2-\underline{\Gamma}_{11}}{\underline{\Gamma}_{12}}\underline{A}_2e^{\underline{\gamma}_2x}+\frac{\underline{\gamma}_3^2-\underline{\Gamma}_{11}}{\underline{\Gamma}_{12}}\underline{A}_3e^{\underline{\gamma}_3x}+\frac{\underline{\gamma}_4^2-\underline{\Gamma}_{11}}{\underline{\Gamma}_{12}}\underline{A}_4e^{\underline{\gamma}_4x}$$

și deoarece din (50) și (53)

$$\underline{\gamma}_1=-\underline{\gamma}_3\;;\quad\underline{\gamma}_2=-\underline{\gamma}_4\,,$$

soluțiile au forma

$$\underline{U}^x_{13}=\underline{A}_1e^{\underline{\gamma}_1x}+\underline{A}_2e^{\underline{\gamma}_2x}+\underline{A}_3e^{-\underline{\gamma}_1x}+\underline{A}_4e^{-\underline{\gamma}_2x}$$
$$\underline{U}^x_{23}=\frac{\underline{\gamma}_1^2-\underline{\Gamma}_{11}}{\underline{\Gamma}_{12}}\underline{A}_1e^{\underline{\gamma}_1x}+\frac{\underline{\gamma}_2^2-\underline{\Gamma}_{11}}{\underline{\Gamma}_{12}}\underline{A}_2e^{\underline{\gamma}_2x}+$$
$$+\frac{\underline{\gamma}_1^2-\underline{\Gamma}_{11}}{\underline{\Gamma}_{12}}\underline{A}_3e^{-\underline{\gamma}_1x}+\frac{\underline{\gamma}_2^2-\underline{\Gamma}_{11}}{\underline{\Gamma}_{12}}\underline{A}_4e^{-\underline{\gamma}_2x}\,. \qquad (58)$$

Din ecuația (10), în mărimi complexe

$$[I^x]=-[\underline{Z}]^{-1}\frac{\partial}{\partial x}[U_x],$$

rezultă soluțiile curenților

$$\underline{I}^x_1=-\frac{1}{\Delta}\left\{\left(\underline{Z}_{22}-\underline{Z}_{12}\frac{\underline{\gamma}_1^2-\underline{\Gamma}_{11}}{\underline{\Gamma}_{12}}\right)\underline{\gamma}_1e^{\underline{\gamma}_1x}\underline{A}_1+\left(\underline{Z}_{22}-\underline{Z}_{12}\frac{\underline{\gamma}_2^2-\underline{\Gamma}_{12}}{\underline{\Gamma}_{11}}\right)\underline{\gamma}_2e^{\underline{\gamma}_2x}\underline{A}_2-\right.$$
$$\left.-\left(\underline{Z}_{22}-\underline{Z}_{12}\frac{\underline{\gamma}_2^1-\underline{\Gamma}_{11}}{\underline{\Gamma}_{12}}\right)\underline{\gamma}_1e^{-\underline{\gamma}_1x}\underline{A}_3-\left(\underline{Z}_{22}-\underline{Z}_{12}\frac{\underline{\gamma}_2^2-\underline{\Gamma}_{11}}{\underline{\Gamma}_{12}}\right)\underline{\gamma}_2e^{-\underline{\gamma}_2x}\underline{A}_4\right\}$$
$$\underline{I}^x_2=-\frac{1}{\Delta}\left\{\left(\underline{Z}_{11}\frac{\underline{\gamma}_1^2-\underline{\Gamma}_{11}}{\underline{\Gamma}_{12}}-\underline{Z}_{21}\right)\underline{\gamma}_1e^{\underline{\gamma}_1x}\underline{A}_1+\left(\underline{Z}_{11}\frac{\underline{\gamma}_2^2-\underline{\Gamma}_{11}}{\underline{\Gamma}_{12}}-\underline{Z}_{21}\right)\underline{\gamma}_2e^{\underline{\gamma}_2x}\underline{A}_2-\right. \qquad (59)$$
$$\left.-\left(\underline{Z}_{11}\frac{\underline{\gamma}_1^2-\underline{\Gamma}_{11}}{\underline{\Gamma}_{12}}-\underline{Z}_{21}\right)\underline{\gamma}_1e^{-\underline{\gamma}_1x}\underline{A}_3-\left(\underline{Z}_{11}\frac{\underline{\gamma}_2^2-\underline{\Gamma}_{11}}{\underline{\Gamma}_{12}}-\underline{Z}_{21}\right)\underline{\gamma}_2e^{-\underline{\gamma}_2x}\underline{A}_4\right\}$$

în care s-a notat cu Δ

$$\Delta=|[\underline{Z}]|\,. \qquad (60)$$

Constantele de integrare $\underline{A}_1$, $\underline{A}_2$, $\underline{A}_3$ și $\underline{A}_4$, se determină din condițiile de la extremitatea sursă (37)

$$x = 0,\ \underline{U}_{13}^{x} = \underline{U}_{13}^{0},\ \underline{U}_{23}^{x} = \underline{U}_{23}^{0}$$
$$\underline{I}_1^{x} = \underline{I}_1^{0},\quad \underline{I}_2^{x} = \underline{I}_2^{0},$$

adică

$$(\underline{A}_1 + \underline{A}_3) + (\underline{A}_2 + \underline{A}_4) = \underline{U}_{13}^{0},$$

$$(\underline{A}_1 + \underline{A}_3)\frac{\underline{\gamma}_1^2 - \underline{\Gamma}_{11}}{\underline{\Gamma}_{12}} + (\underline{A}_2 + \underline{A}_4)\frac{\underline{\gamma}_2^2 - \underline{\Gamma}_{11}}{\underline{\Gamma}_{12}} = \underline{U}_{23}^{0},$$

$$(\underline{A}_1 - \underline{A}_3)\frac{1}{\Delta}\left(\underline{Z}_{12}\frac{\underline{\gamma}_1^2 - \underline{\Gamma}_{11}}{\underline{\Gamma}_{12}} - \underline{Z}_{22}\right)\underline{\gamma}_1 + (\underline{A}_2 - \underline{A}_4)\frac{1}{\Delta}\left(\underline{Z}_{12}\frac{\underline{\gamma}_2^2 - \underline{\Gamma}_{11}}{\underline{\Gamma}_{12}} - \underline{Z}_{22}\right)\underline{\gamma}_2 = \underline{I}_1^{0},$$

$$(\underline{A}_1 - \underline{A}_3)\frac{1}{\Delta}\left(\underline{Z}_{11}\frac{\underline{\gamma}_1^2 - \underline{\Gamma}_{11}}{\underline{\Gamma}_{12}} - \underline{Z}_{21}\right)\underline{\gamma}_1 + (\underline{A}_2 - \underline{A}_4)\frac{1}{\Delta}\left(\underline{Z}_{11}\frac{\underline{\gamma}_2^2 - \underline{\Gamma}_{11}}{\underline{\Gamma}_{12}} - \underline{Z}_{21}\right)\underline{\gamma}_2 = \underline{I}_2^{0},$$

și deci

$$\underline{A}_1 = \frac{1}{2}\left\{\frac{\frac{\underline{\gamma}_2^2 - \underline{\Gamma}_{11}}{\underline{\Gamma}_{12}}\underline{U}_{13}^{0} - \underline{U}_{23}^{0}}{\frac{\underline{\gamma}_2^2 - \underline{\gamma}_1^2}{\underline{\Gamma}_{12}}} + \right.$$

$$\left. + \Delta\frac{\left(\underline{Z}_{11}\frac{\underline{\gamma}_2^2 - \underline{\Gamma}_{11}}{\underline{\Gamma}_{12}} - \underline{Z}_{21}\right)\underline{I}_1^{0} - \left(\underline{Z}_{12}\frac{\underline{\gamma}_2^2 - \underline{\Gamma}_{11}}{\underline{\Gamma}_{12}} - \underline{Z}_{21}\right)\underline{I}_2^{0}}{\underline{\gamma}_2\left(\underline{Z}_{12}\frac{\underline{\gamma}_1^2 - \underline{\Gamma}_{11}}{\underline{\Gamma}_{12}} - \underline{Z}_{22}\right)\left(\underline{Z}_{11}\frac{\underline{\gamma}_2^2 - \underline{\Gamma}_{11}}{\underline{\Gamma}_{12}} - \underline{Z}_{21}\right) - \left(\underline{Z}_{12}\frac{\underline{\gamma}_2^2 - \underline{\Gamma}_{11}}{\underline{\Gamma}_{12}} - \underline{Z}_{22}\right)\left(\underline{Z}_{11}\frac{\underline{\gamma}_1^2 - \underline{\Gamma}_{11}}{\underline{\Gamma}_{12}} - \underline{Z}_{21}\right)}\right\},$$

$$\underline{A}_2 = \frac{1}{2}\left\{\frac{\underline{U}_{23}^{0} - \frac{\underline{\gamma}_1^2 - \underline{\Gamma}_{11}}{\underline{\Gamma}_{12}}\underline{U}_{13}^{0}}{\frac{\underline{\gamma}_2^2 - \underline{\gamma}_1^2}{\underline{\Gamma}_{12}}} + \right.$$

$$\left. + \Delta\frac{\left(\underline{Z}_{12}\frac{\underline{\gamma}_1^2 - \underline{\Gamma}_{11}}{\underline{\Gamma}_{12}} - \underline{Z}_{22}\right)\underline{I}_2^{0} - \left(\underline{Z}_{11}\frac{\underline{\gamma}_1^2 - \underline{\Gamma}_{11}}{\underline{\Gamma}_{12}} - \underline{Z}_{21}\right)\underline{I}_1^{0}}{\underline{\gamma}_2\left\{\left(\underline{Z}_{12}\frac{\underline{\gamma}_2^1 - \underline{\Gamma}_{11}}{\underline{\Gamma}_{12}} - \underline{Z}_{22}\right)\left(\underline{Z}_{11}\frac{\underline{\gamma}_2^2 - \underline{\Gamma}_{11}}{\underline{\Gamma}_{12}} - \underline{Z}_{21}\right) - \left(\underline{Z}_{12}\frac{\underline{\gamma}_2^2 - \underline{\Gamma}_{11}}{\underline{\Gamma}_{12}} - \underline{Z}_{22}\right)\left(\underline{Z}_{11}\frac{\underline{\gamma}_1^2 - \underline{\Gamma}_{11}}{\underline{\Gamma}_{12}} - \underline{Z}_{21}\right)\right\}}\right\},$$

$$\underline{A}_3 = \frac{1}{2}\left\{\frac{\frac{\underline{\gamma}_2^2 - \underline{\Gamma}_{11}}{\underline{\Gamma}_{12}}\underline{U}_{13}^{0} - \underline{U}_{23}^{0}}{\frac{\underline{\gamma}_2^2 - \underline{\gamma}_1^2}{\underline{\Gamma}_{12}}} - \right. \tag{61}$$

$$- \Delta \frac{\left(Z_{11}\frac{\gamma_2^2-\Gamma_{11}}{\Gamma_{12}} - Z_{21}\right) I_1^0 - \left(Z_{12}\frac{\gamma_2^2-\Gamma_{11}}{\Gamma_{12}} - Z_{21}\right) I_2^0}{\gamma_1\left\{\left(Z_{12}\frac{\gamma_1^2-\Gamma_{11}}{\Gamma_{12}} - Z_{22}\right)\left(Z_{11}\frac{\gamma_2^2-\Gamma_{11}}{\Gamma_{12}} - Z_{21}\right) - \left(Z_{12}\frac{\gamma_2^2-\Gamma_{11}}{\Gamma_{12}} - Z_{22}\right)\left(Z_{11}\frac{\gamma_1^2-\Gamma_{11}}{\Gamma_{12}} - Z_{21}\right)\right\}},$$

$$A_4 = \frac{1}{2}\left\{\frac{U_{23}^0 - \frac{\gamma_1^2-\Gamma_{11}}{\Gamma_{12}} U_{13}^0}{\frac{\gamma_2^2-\gamma_1^2}{\Gamma_{12}}} - \right.$$

$$\left. - \Delta \frac{\left(Z_{12}\frac{\gamma_1^2-\Gamma_{11}}{\Gamma_{12}} - Z_{22}\right) I_2^0 - \left(Z_{11}\frac{\gamma_1^2-\Gamma_{11}}{\Gamma_{12}} - Z_{12}\right) I_1^0}{\gamma_2\left\{\left(Z_{12}\frac{\gamma_1^2-\Gamma_{11}}{\Gamma_{12}} - Z_{22}\right)\left(Z_{11}\frac{\gamma_2^2-\Gamma_{11}}{\Gamma_{12}} - Z_{21}\right) - \left(Z_{12}\frac{\gamma_2^2-\Gamma_{11}}{\Gamma_{12}} - Z_{22}\right)\left(Z_{11}\frac{\gamma_1^2-\Gamma_{11}}{\Gamma_{12}} - Z_{21}\right)\right\}}\right\}.$$

Introducînd valorile constantelor de integrare în (58), se obțin ecuațiile de propagare ale tensiunilor

$$U_{13}^x = \left(a'_{11}\operatorname{ch}\gamma_1 x + a''_{11}\operatorname{ch}\gamma_2 x\right) U_{13}^0 + \left(a'_{12}\operatorname{ch}\gamma_1 x + a''_{12}\operatorname{ch}\gamma_2 x\right) U_{23}^0 -$$
$$- \left(\varepsilon'_{c11}\operatorname{sh}\gamma_1 x + \varepsilon''_{c11}\operatorname{sh}\gamma_2 x\right) I_1^0 - \left(\varepsilon'_{c12}\operatorname{sh}\gamma_1 x + \varepsilon''_{c12}\operatorname{sh}\gamma_2 x\right) I_2^0, \quad (62)$$

$$U_{23}^x = \left(a'_{21}\operatorname{ch}\gamma_1 x + a''_{21}\operatorname{ch}\gamma_2 x\right) U_{13}^0 + \left(a'_{22}\operatorname{ch}\gamma_1 x + a''_{22}\operatorname{ch}\gamma_2 x\right) U_{23}^0 -$$
$$- \left(\varepsilon'_{c21}\operatorname{sh}\gamma_1 x + \varepsilon''_{c21}\operatorname{sh}\gamma_2 x\right) I_1^0 - \left(\varepsilon'_{c22}\operatorname{sh}\gamma_1 x + \varepsilon''_{c22}\operatorname{sh}\gamma_2 x\right) I_2^0 \quad (63)$$

în care s-a notat

$$a'_{11} = \frac{\gamma_2^2-\Gamma_{11}}{\gamma_2^2-\gamma_1^2},\ a''_{11} = -\frac{\gamma_1^2-\Gamma_{11}}{\gamma_2^2-\gamma_1^2};\ a'_{12} = -\frac{\Gamma_{12}}{\gamma_2^2-\gamma_1^2},\ a''_{12} = \frac{\Gamma_{12}}{\gamma_2^2-\gamma_1^2},$$

$$a'_{21} = a'_{11}\frac{\gamma_1^2-\Gamma_{11}}{\Gamma_{12}},\ a''_{21} = a''_{11}\frac{\gamma_2^2-\Gamma_{11}}{\Gamma_{12}},\ a'_{22} = a_{12}\frac{\gamma_1^2-\Gamma_{11}}{\Gamma_{12}},\ a''_{22} = a''_{12}\frac{\gamma_2^2-\Gamma_{11}}{\Gamma_{12}},$$

$$\varepsilon'_{c11} = -\Delta\frac{Z_{11}\frac{\gamma_2^2-\Gamma_{11}}{\Gamma_{12}} - Z_{21}}{\gamma_1\Delta'},\ \varepsilon'_{c12} = \Delta\frac{Z_{12}\frac{\gamma_2^2-\Gamma_{11}}{\Gamma_{12}} - Z_{21}}{\gamma_1\Delta'},$$

$$\varepsilon''_{c11} = \Delta\frac{Z_{11}\frac{\gamma_1^2-\Gamma_{11}}{\Gamma_{12}} - Z_{21}}{\gamma_2\Delta'},\ \varepsilon''_{c12} = -\Delta\frac{Z_{12}\frac{\gamma_1^2-\Gamma_{11}}{\Gamma_{12}} - Z_{22}}{\gamma_2\Delta'}, \quad (64)$$

$$\varepsilon'_{c22} = -\Delta\frac{Z_{11}\frac{\gamma_2^2-\Gamma_{11}}{\Gamma_{12}} - Z_{21}}{\gamma_1\Delta'}\frac{\gamma_1^2-Z_{11}}{\Gamma_{12}},\ \varepsilon'_{c21} = \Delta\frac{Z_{12}\frac{\gamma_2^2-\Gamma_{11}}{\Gamma_{12}} - Z_{21}}{\gamma_1\Delta'}\frac{\gamma_1^2-\Gamma_{11}}{\Gamma_{12}},$$

$$\varepsilon''_{c22} = \Delta\frac{Z_{11}\frac{\gamma_1^2-\Gamma_{21}}{\Gamma_{12}} - Z_{21}}{\gamma_2\Delta'}\frac{\gamma_2^2-\Gamma_{11}}{\Gamma_{12}},\ \varepsilon''_{c21} = -\Delta\frac{Z_{12}\frac{\gamma_1^2-\Gamma_{11}}{\Gamma_{12}} - Z_{22}}{\gamma_2\Delta'}\frac{\gamma_2^2-\Gamma_{11}}{\Gamma_{12}},$$

cu

$$\Delta' = \left(\underline{Z}_{12}\frac{\underline{\gamma}_1^2-\underline{\Gamma}_{11}}{\underline{\Gamma}_{12}}-\underline{Z}_{22}\right)\left(\underline{Z}_{11}\frac{\underline{\gamma}_2^2-\underline{\Gamma}_{11}}{\underline{\Gamma}_{12}}-\underline{Z}_{21}\right)-\left(\underline{Z}_{12}\frac{\underline{\gamma}_2^2-\underline{\Gamma}_{11}}{\underline{\Gamma}_{12}}-\underline{Z}_{22}\right)\left(\underline{Z}_{11}\frac{\underline{\gamma}_1^2-\underline{\Gamma}_{11}}{\underline{\Gamma}_{12}}-\underline{Z}_{21}\right). \tag{65}$$

Coeficienții $\underline{a}'_{ij}$, $\underline{a}''_{ij}$ $(ij=1,2)$, sînt fără dimensiune. Mărimile $\underline{\varepsilon}'_{cij}$, $\underline{\varepsilon}''_{cij}$ $(ij=1,2)$ sînt de dimensiunea unor impedanțe.

Introducînd valorile constantelor de integrare din (64), în (59), se obțin ecuațiile de propagare a curenților

$$\begin{aligned}\underline{I}_1^x = {} & \left(\underline{b}'_{11}\,\mathrm{ch}\underline{\gamma}_1 x+\underline{b}''_{11}\,\mathrm{ch}\underline{\gamma}_2 x\right)\underline{I}_1^0+\left(\underline{b}'_{12}\,\mathrm{ch}\underline{\gamma}_1 x+\underline{b}''_{12}\,\mathrm{ch}\underline{\gamma}_2 x\right)\underline{I}_2^0- \\ & -\left(\underline{y}'_{c11}\,\mathrm{sh}\underline{\gamma}_1 x+\underline{y}''_{c11}\,\mathrm{sh}\underline{\gamma}_2 x\right)\underline{U}_{13}^0-\left(\underline{y}'_{c12}\,\mathrm{sh}\underline{\gamma}_1 x+\underline{y}''_{c12}\,\mathrm{sh}\underline{\gamma}_2 x\right)\underline{U}_{23}^0,\end{aligned} \tag{66}$$

$$\begin{aligned}\underline{I}_2^x = {} & \left(\underline{b}'_{21}\,\mathrm{ch}\underline{\gamma}_1 x+\underline{b}''_{21}\,\mathrm{ch}\underline{\gamma}_2 x\right)\underline{I}_1^0+\left(\underline{b}'_{22}\,\mathrm{ch}\underline{\gamma}_1 x+\underline{b}''_{22}\,\mathrm{ch}\underline{\gamma}_2 x\right)\underline{I}_2^0- \\ & -\left(\underline{y}'_{c21}\,\mathrm{sh}\underline{\gamma}_1 x+\underline{y}''_{c21}\,\mathrm{sh}\underline{\gamma}_2 x\right)\underline{U}_{13}^0-\left(\underline{y}'_{c22}\,\mathrm{sh}\underline{\gamma}_1 x+\underline{y}''_{c22}\,\mathrm{sh}\underline{\gamma}_2 x\right)\underline{U}_{23}^0,\end{aligned} \tag{67}$$

în care s-a notat

$$\underline{b}'_{11}=-\frac{\left(\underline{Z}_{11}\frac{\underline{\gamma}_2^2-\underline{\Gamma}_{11}}{\underline{\Gamma}_{12}}-\underline{Z}_{21}\right)\left(\underline{Z}_{22}-\underline{Z}_{12}\frac{\underline{\gamma}_1^2-\underline{\Gamma}_{11}}{\underline{\Gamma}_{12}}\right)}{\Delta'},\quad \underline{b}''_{11}=\frac{\left(\underline{Z}_{11}\frac{\underline{\gamma}_1^2-\underline{\Gamma}_{11}}{\underline{\Gamma}_{12}}-\underline{Z}_{21}\right)\left(\underline{Z}_{22}-\underline{Z}_{12}\frac{\underline{\gamma}_2^2-\underline{\Gamma}_{11}}{\underline{\Gamma}_{12}}\right)}{\Delta'},$$

$$\underline{b}'_{12}=\frac{\left(\underline{Z}_{12}\frac{\underline{\gamma}_2^2-\underline{\Gamma}_{11}}{\underline{\Gamma}_{12}}-\underline{Z}_{21}\right)\left(\underline{Z}_{22}-\underline{Z}_{12}\frac{\underline{\gamma}_1^2-\underline{\Gamma}_{11}}{\underline{\Gamma}_{12}}\right)}{\Delta'},\quad \underline{b}''_{12}=-\frac{\left(\underline{Z}_{12}\frac{\underline{\gamma}_2^2-\underline{\Gamma}_{11}}{\underline{Z}_{12}}-\underline{Z}_{21}\right)\left(\underline{Z}_{22}-\underline{Z}_{12}\frac{\underline{\gamma}_2^2-\underline{\Gamma}_{11}}{\underline{\Gamma}_{12}}\right)}{\Delta'},$$

$$\underline{b}'_{21}=-\frac{\left(\underline{Z}_{11}\frac{\underline{\gamma}_2^2-\underline{\Gamma}_{11}}{\underline{\Gamma}_{12}}-\underline{Z}_{21}\right)\left(\underline{Z}_{11}\frac{\underline{\gamma}_1^2-\underline{\Gamma}_{11}}{\underline{\Gamma}_{12}}-\underline{Z}_{21}\right)}{\Delta'},\quad \underline{b}''_{21}=\frac{\left(\underline{Z}_{11}\frac{\underline{\gamma}_1^2-\underline{\Gamma}_{11}}{\underline{\Gamma}_{12}}-\underline{Z}_{21}\right)\left(\underline{Z}_{11}\frac{\underline{\gamma}_2^2-\underline{\gamma}_{11}}{\underline{\Gamma}_{12}}-\underline{Z}_{21}\right)}{\Delta'},$$

$$\underline{b}'_{22}=\frac{\left(\underline{Z}_{12}\frac{\underline{\gamma}_2^2-\underline{\Gamma}_{11}}{\underline{\Gamma}_{12}}-\underline{Z}_{21}\right)\left(\underline{Z}_{11}\frac{\underline{\gamma}_1^2-\underline{\Gamma}_{11}}{\underline{\Gamma}_{12}}-\underline{Z}_{21}\right)}{\Delta'},\quad \underline{b}''_{22}=-\frac{\left(\underline{Z}_{12}\frac{\underline{\gamma}_2^2-\underline{\Gamma}_{11}}{\underline{\Gamma}_{12}}-\underline{Z}_{21}\right)\left(\underline{Z}_{11}\frac{\underline{\gamma}_2^2-\underline{\Gamma}_{11}}{\underline{\Gamma}_{12}}-\underline{Z}_{21}\right)}{\Delta'}, \tag{68}$$

$$\underline{y}'_{c11}=\frac{\underline{\gamma}_1\left(\underline{\gamma}_2^2-\underline{\Gamma}_{11}\right)\left(\underline{Z}_{22}-\underline{Z}_{12}\frac{\underline{\gamma}_1^2-\underline{\Gamma}_{11}}{\underline{\Gamma}_{12}}\right)}{\Delta\left(\underline{\gamma}_2^2-\underline{\gamma}_1^2\right)},\qquad \underline{y}''_{c11}=-\frac{\underline{\gamma}_2\left(\underline{\gamma}_1^2-\underline{\Gamma}_{11}\right)\left(\underline{Z}_{22}-\underline{Z}_{12}\frac{\underline{\gamma}_2^2-\underline{\Gamma}_{11}}{\underline{\Gamma}_{12}}\right)}{\Delta\left(\underline{\gamma}_2^2-\underline{\gamma}_1^2\right)},$$

$$\underline{y}'_{c12}=-\frac{\underline{\gamma}_1\underline{\Gamma}_{12}\left(\underline{Z}_{22}-\underline{Z}_{12}\dfrac{\underline{\gamma}_1^2-\underline{\Gamma}_{11}}{\underline{\Gamma}_{12}}\right)}{\Delta(\underline{\gamma}_2^2-\underline{\gamma}_1^2)},\quad \underline{y}''_{c12}=\frac{\underline{\gamma}_2\underline{\Gamma}_{12}\left(\underline{Z}_{22}-\underline{Z}_{12}\dfrac{\underline{\gamma}_2^2-\underline{\Gamma}_{11}}{\underline{\Gamma}_{12}}\right)}{\Delta(\underline{\gamma}_2^2-\underline{\gamma}_1^2)},$$

$$\underline{y}'_{c21}=\frac{\underline{\gamma}_1(\underline{\gamma}_2^2-\underline{\Gamma}_{11})\left(\underline{Z}_{11}\dfrac{\underline{\gamma}_1^2-\underline{\Gamma}_{11}}{\underline{\Gamma}_{12}}-\underline{Z}_{21}\right)}{\Delta(\underline{\gamma}_2^2-\underline{\gamma}_1^2)},\quad \underline{y}''_{c21}=-\frac{\underline{\gamma}_2(\underline{\gamma}_1^2-\underline{\Gamma}_{11})\left(\underline{Z}_{11}\dfrac{\underline{\gamma}_2^2-\underline{\Gamma}_{11}}{\underline{\Gamma}_{12}}-\underline{Z}_{21}\right)}{\Delta(\underline{\gamma}_2^2-\underline{\gamma}_1^2)},$$

$$\underline{y}'_{c22}=-\frac{\underline{\gamma}_1\underline{\Gamma}_{12}\left(\underline{Z}_{11}\dfrac{\underline{\gamma}_1^2-\underline{\Gamma}_{11}}{\underline{\Gamma}_{12}}-\underline{Z}_{21}\right)}{\Delta(\underline{\gamma}_2^2-\underline{\gamma}_1^2)},\quad \underline{y}''_{c22}=\frac{\underline{\gamma}_2\underline{\Gamma}_{12}\left(\underline{Z}_{22}-\underline{Z}_{12}\dfrac{\underline{\gamma}_2^2-\underline{\Gamma}_{11}}{\underline{\Gamma}_{12}}\right)}{\Delta(\underline{\gamma}_2^2-\underline{\gamma}_1^2)}.$$

Coeficienții b'_{ij}, b''_{ij} $(ij=1,2)$ sînt de asemenea fără dimensiune, iar mărimile y'_{cij}, y''_{cij}, $(ij=1,2)$ sînt de dimensiunea unor admitanțe.

7. ANALIZA INTEGRALELOR

a. *Forma matricială.* În expresiile tensiunilor (37) și curenților (38), argumentul matricial complex $[\gamma]$ reprezintă *matricea constantelor de propagare* a cărei formă normală este

$$[\gamma_n]=\begin{bmatrix}\gamma_1, & \\ & ,\gamma_2\end{bmatrix}.$$

Descompunînd matricea $[\gamma_n]$ în părțile reală și imaginară

$$[\gamma_n]=[\alpha]+j\,[\beta] \tag{69}$$

în care

$$[\alpha]=\mathrm{Re}\,[\gamma_n]=\begin{bmatrix}\alpha_1, & \\ & ,\alpha_2\end{bmatrix}, \tag{70}$$

reprezintă matricea constantelor de atenuare, și

$$[\beta]=\mathrm{Im}\,[\gamma_n]=\begin{bmatrix}\beta_1, & \\ & ,\beta_2\end{bmatrix} \tag{71}$$

este matricea constantelor lungimilor de undă sau a factorilor de fază.

Ecuația (35) a tensiunilor, se poate pune sub forma

$$[U^x]=e^{[\alpha]x+j[\beta]x+j[\alpha_1]}\,[|A_1|]+e^{-[\alpha]x-j[\beta]x+j[\alpha_2]}\,[|A_2|], \tag{72}$$

în care $[\alpha_1]$ și $[\alpha_2]$ sînt argumentele constantelor $[A_1]$, $[A_2]$, iar $[|A_1|]$, $[|A_2|]$, modulele acestora

$$[A_1]=[|A_1|]\,e^{j[\alpha_1]},\qquad [A_2]=[|A_2|]\,e^{j[\alpha_2]}.$$

Forma reală a tensiunilor $[u^x]$, este deci

$$[u^x] = \sqrt{2}\, e^{[\alpha]x} \sin(\omega t\,[1] + [\beta]\,x + [\alpha_1])\,[|A_1|] + \\ + \sqrt{2}\, e^{-[\alpha]x} \sin(\omega t\,[1] - [\beta]x + [\alpha_2])\,[|A_2|], \tag{73}$$

în care, primul termen crește, iar al doilea descrește după o exponențială matricială în raport cu x și descrie atenuarea maximelor, iar celălalt este funcție matricială armonică de x și t și descrie propagarea undelor de tensiune de-a lungul firelor liniei.

Dacă se neglijează atenuarea ($[\alpha] \simeq [0]$), termenii se pot scrie sub forma

$$\sin(\omega t\,[1] \pm [\beta]\,x + [\alpha'])\,[|A_1^1|]$$

din care se deduce, pentru o variație dx și dt a argumentelor

$$\sin[\omega(t + dt)\,[1] \pm [\beta](x + dx) + [\alpha']]\,[|A'|] = \\ = \sin[\omega t\,[1] \pm [\beta]\,x + [\alpha']]\,[|A'|]$$

adică

$$\omega dt\,[1] \pm [\beta]\,dx = 0,$$

și deci

$$[v] = \frac{dx}{dt}\,[1] = \mp\,\omega\,[\beta]^{-1} = \mp\,2\pi f\,[\beta]^{-1}, \tag{74}$$

în care $[v]$ este matricea vitezelor de propagare a undelor.

La frecvență dată, vitezele de propagare a undelor sînt constante.

Un calcul analog conduce la aceleași rezultate pentru vectorul curenților.

Vectorii de tensiune $[U^x]$ și de curent $[I^x]$, se pot descompune deci în cîte o sumă de două unde, care se propagă pe linie cu viteze constante în cele două sensuri și au amplitudini care se atenuiază pentru fiecare, după o exponențială matricială în sensul de propagare respectiv. Unda care progresează de la bornele primare spre cele secundare, se numește *undă matricială directă*, sau *vectorul undei directe*, iar cealaltă *undă matricială inversă*, respectiv *vectorul undei inverse*.

Lungimile de undă $[\lambda]$, care trebuie parcurse la $t = \text{const.}$, de-a lungul liniei, pentru ca să se repete în aceeași succesiune, valorile tensiunilor și intensității curenților undelor directe sau inverse în ipoteza că se neglijează atenuările, se obțin din condițiile pe care trebuie să le satisfacă argumentele funcțiilor matriciale armonice

$$\sin\left[\omega t\,[1] + [\beta]\,(x\,[1] + [\lambda]) + [\alpha']\right] = \sin\left[\omega t\,[1] \pm [\beta]\,x + 2\pi\,[1] + [\alpha']\right],$$

de unde se deduce, expresia matricei lungimii de undă

$$[\lambda] = 2\pi\,[\beta]^{-1}. \tag{75}$$

b. *Forma analitică.* Ecuațiile de propagare ale undelor de tensiune și curent, de-a lungul liniei trifilare sînt

$$\underline{U}^x_{13} = (\underline{a}'_{11} \operatorname{ch} \underline{\gamma}_1 x + \underline{a}''_{11} \operatorname{ch} \underline{\gamma}_2 x)\, \underline{U}^0_{13} + \underline{a}'_{12} \operatorname{ch} \underline{\gamma}_1 x + \underline{a}''_{12} \operatorname{ch} \underline{\gamma}_2 x)\, \underline{U}^0_{23} -$$
$$- (\underline{z}'_{c11} \operatorname{sh} \underline{\gamma}_1 x + \underline{z}''_{c11} \operatorname{sh} \underline{\gamma}_2 x)\, \underline{I}^0_1 - (\underline{z}'_{c12} \operatorname{sh} \underline{\gamma}_1 x + \underline{z}''_{c12} \operatorname{sh} \underline{\gamma}_2 x)\, \underline{I}^0_2, \tag{76}$$

$$\underline{U}^x_{23} = (\underline{a}'_{21} \operatorname{ch} \underline{\gamma}_1 x + \underline{a}''_{21} \operatorname{ch} \underline{\gamma}_2 x)\, \underline{U}^0_{13} + (\underline{a}'_{22} \operatorname{ch} \underline{\gamma}_1 x + \underline{a}''_{22} \operatorname{ch} \underline{\gamma}_2 x)\, \underline{U}^0_{22} -$$
$$- (\underline{z}'_{c21} \operatorname{sh} \underline{\gamma}_1 x + \underline{z}''_{c21} \operatorname{sh} \underline{\gamma}_2 x)\, \underline{I}^0_1 - (\underline{z}'_{c22} \operatorname{sh} \underline{\gamma}_1 x + \underline{z}''_{c22} \operatorname{sh} \underline{\gamma}_2 x)\, \underline{I}^0_2, \tag{77}$$

$$\underline{I}^x_1 = (\underline{b}'_{11} \operatorname{ch} \underline{\gamma}_1 x + \underline{b}''_{11} \operatorname{ch} \underline{\gamma}_2 x)\, \underline{I}^0_1 + (\underline{b}'_{12} \operatorname{ch} \underline{\gamma}_1 x + \underline{b}''_{12} \operatorname{ch} \underline{\gamma}_2 x)\, \underline{I}^0_2 -$$
$$- (\underline{y}'_{c11} \operatorname{sh} \underline{\gamma}_1 x + \underline{y}''_{c11} \operatorname{sh} \underline{\gamma}_2 x)\, \underline{U}^0_{13} - (\underline{y}'_{c12} \operatorname{sh} \underline{\gamma}_1 x + \underline{y}''_{c12} \operatorname{sh} \underline{\gamma}_2 x)\, \underline{U}^0_{23}, \tag{78}$$

$$\underline{I}^x_2 = (\underline{b}'_{21} \operatorname{ch} \underline{\gamma}_1 x + \underline{b}''_{21} \operatorname{ch} \underline{\gamma}_2 x)\, \underline{I}^0_1 + (\underline{b}'_{22} \operatorname{ch} \underline{\gamma}_1 x + \underline{b}''_{22} \operatorname{ch} \underline{\gamma}_2 x)\, \underline{I}^0_2 -$$
$$- (\underline{y}'_{c21} \operatorname{sh} \underline{\gamma}_1 x + \underline{y}''_{c21} \operatorname{sh} \underline{\gamma}_2 x)\, \underline{U}^0_{13} - (\underline{y}'_{c22} \operatorname{sh} \underline{\gamma}_1 x + \underline{y}''_{c22} \operatorname{sh} \underline{\gamma}_2 x)\, \underline{U}^0_{23}, \tag{79}$$

respectiv

$$\underline{U}^x_{13} = \underline{A}_1 e^{\underline{\gamma}_1 x} + \underline{A}_2 e^{\underline{\gamma}_2 x} + \underline{A}_3 e^{-\underline{\gamma}_1 x} + \underline{A}_4 e^{-\underline{\gamma}_2 x}, \tag{80}$$

$$\underline{U}^x_{23} = \underline{A}'_1 e^{\underline{\gamma}_1 x} + \underline{A}'_2 e^{\underline{\gamma}_2 x} + \underline{A}'_3 e^{-\underline{\gamma}_1 x} + \underline{A}'_4 e^{-\underline{\gamma}_2 x}, \tag{81}$$

$$\underline{I}^x_1 = \underline{B}_1 e^{\underline{\gamma}_1 x} + \underline{B}_2 e^{\underline{\gamma}_2 x} + \underline{B}_3 e^{-\underline{\gamma}_1 x} + \underline{B}_4 e^{-\underline{\gamma}_2 x}, \tag{82}$$

$$\underline{I}^x_2 = \underline{B}'_1 e^{\underline{\gamma}_1 x} + \underline{B}'_2 e^{\underline{\gamma}_2 x} + \underline{B}'_3 e^{-\underline{\gamma}_1 x} + \underline{B}'_4 e^{-\underline{\gamma}_2 x}. \tag{83}$$

Fiecare din ecuațiile (80)—(83) conțin cîte doi termeni care cresc și doi termeni cari descresc după o exponențială în raport cu x, descriind propagarea undelor de tensiune și curent. Dacă se notează cu

$$\underline{U}^{(1)}_{d13} = \underline{A}_1 e^{\underline{\gamma}_1 x},\ \underline{U}^{(2)}_{d13} = \underline{A}_2 e^{\underline{\gamma}_2 x},\ \underline{U}^{(1)}_{i13} = \underline{A}_3 e^{-\underline{\gamma}_1 x},\ \underline{U}^{(2)}_{i13} = \underline{A}_4 e^{-\underline{\gamma}_2 x},$$
$$\underline{U}^{(1)}_{d23} = \underline{A}'_1 e^{\underline{\gamma}_1 x},\ \underline{U}^{(2)}_{d23} = \underline{A}'_2 e^{\underline{\gamma}_2 \alpha},\ \underline{U}^{(1)!}_{i23} = \underline{A}'_3 e^{-\underline{\gamma}_1 x},\ \underline{U}^{(2)}_{i23} = \underline{A}'_4 e^{-\underline{\gamma}_2 x},$$
$$\underline{I}^{(1)}_{d_1} = \underline{B}_1 e^{\underline{\gamma}_1 x},\ \underline{I}^{(2)}_{d_1} = \underline{B}_2 e^{\underline{\gamma}_2 x},\ \underline{I}^{(1)}_{i1} = \underline{B}_3 e^{-\underline{\gamma}_1 x},\ \underline{I}^{(2)}_{i1} = \underline{B}_4 e^{-\underline{\gamma}_2 x},$$
$$\underline{I}^{(1)}_{d_2} = \underline{B}'_1 e^{\underline{\gamma}_1 x},\ \underline{I}^{(2)}_{d_2} = \underline{B}'_2 e^{\underline{\gamma}_2 x},\ \underline{I}^{(1)}_{i2} = \underline{B}'_3 e^{-\underline{\gamma}_1 x},\ \underline{I}^{(2)}_{i2} = \underline{B}'_4 e^{-\underline{\gamma}_2 x},$$

ecuațiile (80)—(83) devin

$$\underline{U}^x_{13} = \underline{U}^{(1)}_{d13} + \underline{U}^{(2)}_{d13} + \underline{U}^{(1)}_{i13} + \underline{U}^{(2)}_{i13}, \tag{84}$$

$$\underline{U}^x_{23} = \underline{U}^{(1)}_{d23} + \underline{U}^{(2)}_{d23} + \underline{U}^{(1)}_{i23} + \underline{U}^{(2)}_{i23}, \tag{85}$$

$$\underline{I}^x_1 = \underline{I}^{(1)}_{d_1} + \underline{I}^{(2)}_{d_1} + \underline{I}^{(1)}_{i_1} + \underline{I}^{(2)}_{i_1}, \tag{86}$$

$$\underline{I}^x_2 = \underline{I}^{(1)}_{d_2} + \underline{I}^{(2)}_{d_2} + \underline{I}^{(1)}_{i_2} + \underline{I}^{(2)}_{i_2}. \tag{87}$$

Fiecare undă de tensiune sau curent, conține două unde directe și două unde inverse, care se propagă cu valori diferite ale constantelor de propagare.

Mărimile $\underline{z}'_{c11}$ și $\underline{z}''_{c11}$ sînt impedanțele caracteristice proprii între firele 1 și 3 pentru undele cu constantele de propagare $\underline{\gamma}_1$ și $\underline{\gamma}_2$, iar $\underline{z}'_{c12}$ și $\underline{z}''_{c12}$ sînt impedanțele caracteristice de transfer față de circuitul firelor 2 și 3. Similar pentru tensiunea $\underline{U}^x_{23}$.

Mărimile $\underline{y}'_{c11}$ și $\underline{y}''_{c11}$ sînt admitanțele caracteristice proprii între firele 1 și 3 pentru undele cu constantele de propagare $\underline{\gamma}_1$ și $\underline{\gamma}_2$, iar $\underline{y}'_{c12}$ și $\underline{y}''_{c12}$ sînt admitanțele caracteristice de transfer față de circuitul firelor 2,3. Analog pentru curentul $\underline{I}^x_2$.

8. CAZUL PARTICULAR AL LINIEI TRIFAZICE SIMETRICE

Parametri pasivi uniform repartizați ai liniei simetrice fiind:

R — rezistența fiecărui fir,

L — inductivitatea proprie, a circuitului bifilar,

L_m — inductivitatea mutuală între două circuite bifilare, egală cu inductivitatea în serviciu (25′),

G — perditanța laterală, între două fire,

C — capacitatea parțială între două fire,

în care

$$L = 2Lm = 2\,L_s = \left(\mathfrak{L}_i + 2\ln\frac{d}{r}\right)10^{-4}\,\mathrm{H/km};\quad C = \frac{1}{3}\,\frac{\varepsilon_r}{18\ln\dfrac{d}{r}} =$$

$$= \frac{1}{3}\,C_s\,\mu F/\mathrm{km}.$$

matricele $[R]$, $[L]$, $[G]$, $[C]$, din (8) și (16) sînt de forma:

$$[R] = R\begin{bmatrix}2 & 1\\ 1 & 2\end{bmatrix},\quad [L] = L_s\begin{bmatrix}2 & 1\\ 1 & 2\end{bmatrix},$$

$$[G] = G\begin{bmatrix}2 & -1\\ -1 & 2\end{bmatrix},\quad [C] = C\begin{bmatrix}2 & -1\\ -1 & 2\end{bmatrix}, \tag{88}$$

în care s-a înlocuit inductivitatea mutuală L_m cu inductivitatea în serviciu a unui fir

$$L_m = L_s.$$

Matricele impedanțelor longitudinale $[Z]$ și a admitanțelor laterale $[Y]$ sînt

$$[Z] = (R + j\,\omega L_s)\begin{bmatrix}2 & 1\\ 1 & 2\end{bmatrix},\quad [Y] = (G + j\omega C)\begin{bmatrix}2 & -1\\ -1 & 2\end{bmatrix}, \tag{89}$$

iar matricea *) $[\Gamma]$ din (34), are forma

$$[\Gamma] = [Z]\,[Y] = 3\,(R + j\,\omega L_s)\,(G + j\,\omega C)\begin{bmatrix} 1 & , & 0 \\ 0 & , & 1 \end{bmatrix}. \tag{90}$$

Pentru linia simetrică

$$\underline{\Gamma}_{11} = \underline{\Gamma}_{22} = 3\,(R + j\,\omega L_s)\,(G + j\,\omega C);\ \underline{\Gamma}_{12} = \underline{\Gamma}_{21} = 0,$$

iar din (50)—(53)

$$\underline{\gamma}_1 = -\,\underline{\gamma}_3 = \sqrt{3\,(R + j\,\omega L_s)\,(G + j\,\omega C)} = \underline{\gamma}, \tag{91}$$

$$\underline{\gamma}_2 = -\,\underline{\gamma}_4 = 0. \tag{92}$$

Pentru a elimina coeficientul $\sqrt{3}$ din expresia constantei de propagare (91), vom transforma admitanța $G + j\,\omega\,C$ în care intervin mărimile parțiale, în admitanța în serviciu $G_s + j\,\omega\,C_s$, în care intervine capacitatea în serviciu (27′) și perditanța în serviciu

$$G_s = 3\,G; \qquad C_s = 3\,C$$

astfel încît $\underline{\gamma}$ devine

$$\gamma = \sqrt{(R + j\,\omega\,L_s)\,(G_s + j\,\omega C_s)}. \tag{93}$$

Ecuația matricială a tensiunilor este de forma

$$\frac{\partial^2}{\partial x^2}\begin{bmatrix} \underline{U}^x_{13} \\ \underline{U}^x_{23} \end{bmatrix} = \underline{\gamma}^2 \begin{bmatrix} 1, & 0 \\ 0, & 1 \end{bmatrix}\begin{bmatrix} \underline{U}^x_{13} \\ \underline{U}^x_{23} \end{bmatrix}. \tag{94}$$

Soluția ecuației (94) este

$$\begin{bmatrix} \underline{U}^x_{13} \\ \underline{U}^x_{23} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \underline{A}_1, & \underline{A}_2 \\ \underline{A}^1_1, & \underline{A}^1_2 \end{bmatrix}\begin{bmatrix} e^{\underline{\gamma}x} \\ e^{-\underline{\gamma}x} \end{bmatrix}. \tag{95}$$

Din (10) și (95) rezultă soluțiile curenților

$$[I^x] = -\,[Z]^{-1}\frac{\partial}{\partial x}[U^x] = \frac{\underline{\gamma}}{3\,(R + j\,\omega\,L_s)}\begin{bmatrix} 2, & -1 \\ -1, & 2 \end{bmatrix}\begin{bmatrix} \underline{A}_1\,e^{\underline{\gamma}x} - \underline{A}_2 e^{-\underline{\gamma}x} \\ \underline{A}^1_1 e^{\underline{\gamma}x} - \underline{A}^1_2 e^{-\underline{\gamma}x} \end{bmatrix}$$

adică

$$\begin{bmatrix} \underline{I}^x_1 \\ \underline{I}^x_2 \end{bmatrix} = -\frac{1}{2}\sqrt{\frac{G_s + j\omega\,C_s}{R + j\omega L_s}}\begin{bmatrix} 2\underline{A}_1 - \underline{A}'_1, & -(2\underline{A}_2 - \underline{A}^1_2) \\ 2\underline{A}'_1 - \underline{A}_1, & -(2\underline{A}^1_2 - \underline{A}_2) \end{bmatrix}\begin{bmatrix} e^{\underline{\gamma}x} \\ e^{-\underline{\gamma}x} \end{bmatrix}.$$

*) Se verifică că $[\Gamma_{ZY}] = [\Gamma_{YZ}]$, deoarece matricele

$$\begin{bmatrix} 2 & , & 1 \\ 1 & , & 2 \end{bmatrix},\quad \begin{bmatrix} 2 & , & -1 \\ -1 & , & 2 \end{bmatrix}$$

sînt comutative și egale cu triplul matricei unitare.

Constantele de integrare se determină din condițiile la sursă (39)

$$\begin{bmatrix} \underline{A}_1 + \underline{A}_2 \\ \underline{A}'_1 + \underline{A}'_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \underline{U}^0_{13} \\ \underline{U}^0_{23} \end{bmatrix}; \quad \begin{bmatrix} \underline{A}'_1 - \underline{A}'_2 - 2(\underline{A}_1 - \underline{A}_2) \\ \underline{A}_1 - \underline{A}_2 - 2(\underline{A}'_1 - \underline{A}'_2) \end{bmatrix} = 3\sqrt{\frac{R + j\omega L_s}{G_s + j\omega C_s}} \begin{bmatrix} \underline{I}^0_1 \\ \underline{I}^0_2 \end{bmatrix}, \tag{96}$$

din care rezultă

$$\underline{A}_1 = \frac{\underline{U}^0_{13}}{2} - \frac{1}{2}(2\underline{I}^0_1 + \underline{I}^0_2)\,\underline{Z}_c, \quad \underline{A}_2 = \frac{\underline{U}^0_{13}}{2} + \frac{1}{2}(2\underline{I}^0_1 + \underline{I}^0_2),$$

$$\underline{A}^1_1 = \frac{\underline{U}^0_{23}}{2} - \frac{1}{2}(2\underline{I}^0_2 + \underline{I}^0_1)\,\underline{Z}_c, \quad \underline{A}^1_2 = \frac{\underline{U}^0_{23}}{2} + \frac{1}{2}(2\underline{I}^0_2 + \underline{I}^0_1),$$

în care s-a notat

$$\underline{Z}_c = \sqrt{\frac{R + j\omega L_s}{G_s + j\omega C_s}}. \tag{97}$$

Soluțiile tensiunilor sînt

$$\underline{U}^x_{13} = \underline{U}^0_{13}\,\mathrm{ch}\underline{\gamma}x - (2\underline{I}^0_1 + \underline{I}^0_2)\underline{Z}_c\,\mathrm{sh}\underline{\gamma}x, \tag{98}$$

$$\underline{U}^x_{23} = \underline{U}^0_{23}\mathrm{ch}\underline{\gamma}x - (\underline{I}^0_2 + 2\underline{I}^0_2)\,\underline{Z}_c\mathrm{sh}\underline{\gamma}x, \tag{99}$$

și a curenților

$$\underline{I}^x_1 = \underline{I}^0_1\,\mathrm{ch}\underline{\gamma}x - \frac{1}{2}(2\underline{U}^0_{13} - \underline{U}^0_{23})\frac{1}{\underline{Z}_c}\,\mathrm{sh}\underline{\gamma}x, \tag{100}$$

$$\underline{I}^x_2 = \underline{I}^0_2\,\mathrm{ch}\underline{\gamma}x - \frac{1}{3}(2\underline{U}^0_{23} - \underline{U}^0_{13})\frac{1}{\underline{Z}_c}\,\mathrm{sh}\underline{\gamma}x. \tag{101}$$

Dacă se notează cu $\underline{U}_{10}$, $\underline{U}_{20}$, $\underline{U}_{30}$, tensiunile pe fază față de neutrul 0, și deoarece

$$2\underline{U}_{13} - \underline{U}_{23} = 3\,\underline{U}_{10},$$

din (98) și (99) se obține pentru tensiuni

$$\begin{aligned} \underline{U}^x_{10} &= \underline{U}^0_{10}\,\mathrm{ch}\underline{\gamma}x - \underline{Z}_c\,\underline{I}^0_{10}\,\mathrm{sh}\underline{\gamma}x, \\ \underline{U}^x_{20} &= \underline{U}^0_{20}\,\mathrm{ch}\underline{\gamma}x - \underline{Z}_c\,\underline{I}^0_{20}\,\mathrm{sh}\underline{\gamma}x, \\ \underline{U}^x_{30} &= \underline{U}^0_{30}\,\mathrm{ch}\underline{\gamma}x - \underline{Z}_c\,\underline{I}^0_{30}\,\mathrm{sh}\underline{\gamma}x, \end{aligned} \tag{102}$$

și pentru curenți

$$\begin{aligned} \underline{I}^x_{10} &= \underline{I}^0_{10}\,\mathrm{ch}\underline{\gamma}x - \frac{1}{\underline{Z}_c}\,\underline{U}^0_{10}\,\mathrm{sh}\underline{\gamma}x, \\ \underline{I}^x_{20} &= \underline{I}^0_{20}\,\mathrm{ch}\underline{\gamma}x - \frac{1}{\underline{Z}_c}\,\underline{U}^0_{20}\,\mathrm{sh}\underline{\gamma}x, \\ \underline{I}^x_{30} &= \underline{I}^0_{30}\,\mathrm{ch}\underline{\gamma}x - \frac{1}{\underline{Z}_c}\,\underline{U}^0_{30}\,\mathrm{sh}\underline{\gamma}x. \end{aligned} \tag{103}$$

Mărimea $\underline{Z}$ din (97), avînd modulul Z și argumentul ξ

$$\underline{Z}_c = \sqrt[4]{\frac{R^2 + \omega^2 L}{G_s^2 + \omega^2 C_s^2}}, \qquad \xi = \frac{1}{2} \operatorname{arctg} \frac{\frac{R}{\omega L_s} - \frac{G_s}{\omega C_s}}{1 + \frac{RG_s}{\omega^2 L_s G_s}}$$

este impedanța caracteristică a liniei trifazate. Sistemele (98)—(101) reprezintă ecuațiile de propagare a tensiunilor și curenților trifazați pe linia cu construcție simetrică, identice cu ecuațiile telegrafiștilor pentru linia bifilară.

Observație. S-au stabilit în această lucrare ecuațiile telegrafiștilor pentru linia trifilară și s-a soluționat problema regimului permanent pentru tensiunile și curenții de linii. Studiul propagării poate fi făcut similar pentru tensiunile pe fază $\underline{U}_{10}$, $\underline{U}_{20}$, $\underline{U}_{30}$. În acest caz (cu alte notații pentru L și C), ecuațiile (10) se vor exprima matricial sub forma

$$-\frac{\partial}{\partial x}\begin{bmatrix} u_{10}^x \\ u_{20}^x \\ u_{30}^x \end{bmatrix} = \left\{ \begin{bmatrix} R_1, & 0, & 0 \\ 0, & R_2, & 0 \\ 0, & 0, & R_3 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} L_{11}, & L_{12}, & L_{13} \\ L_{21}, & L_{22}, & L_{23} \\ L_{31}, & L_{32}, & L_{33} \end{bmatrix} \frac{\partial}{\partial t} \right\} \begin{bmatrix} i_1^x \\ i_2^x \\ i_3^x \end{bmatrix}.$$

CONCLUZII

Transmisia energiei electromagnetice pe liniile cu construcție, asimetrică, indiferent dacă regimul tensiunilor și curenților este sau nu echilibrat, conduce la rezultate remarcabile.

— În propagarea undelor de tensiune și curent, se constată existența a două perechi de unde directe și inverse, cari se deplasează cu atenuări și viteze diferite. Anularea celei de a doua perechi de unde u_{d2} și u_{i2}, respectiv i_{d2} și i_{i2}, în cazul liniilor cu construcție simetrică, este un indiciu că aceste unde caracterizează transmisia asimetrică a energiei electromagnetice. Propagarea se face prin:

unda simetrică, directă de tensiune u_{sd} și curent i_{sd} care se propagă cu viteza v_s;

unda simetrică inversă de tensiune u_{si} și curent i_{si}, care se propagă cu viteza $-v_s$;

unda asimetrică directă de tensiune u_{ad} și curent i_{ad}, care se propagă cu viteza v_s;

unda asimetrică inversă de tensiune u_{ai} și curent i_{ai}, care se propagă cu viteza $-v_a$, astfel încît

$$u = u_{sd} + u_{si} + u_{ad} + u_{ai},$$
$$i = i_{sd} + i_{si} + i_{ad} + i_{ai}.$$

— Fiecărei perechi de unde îi corespunde cîte o impedanță respectiv admitanță caracteristică de intrare și transfer

$$z_{cij}^{(s)} = z'_{cij}, \quad z_{cij}^{(a)} = z''_{cij}, \quad z_{cij}^{(s)} = z'_{cij}, \quad z_{cij}^{(a)} = z''_{cij},$$
$$y_{cij}^{(s)} = y'_{cij}. \quad y_{cij}^{(a)} = y''_{cij}, \quad y_{cij}^{(s)} = y'_{cij}, \quad y_{cij}^{(a)} = y''_{cij}.$$

$$(i, j = 1,2,3)$$

— Pentru liniile simetrice, componentele asimetrice de tensiune și curent se anulează astfel încît

$$u = u_{sd} + u_{si} = u_d + u_i,$$
$$i = i_{sd} + i_{si} = i_d + i_i.$$

— Defectele provenind din asimetria liniilor, influențează transferul energiei electrice. În transferul puterii electrice în regim dezechilibrat de tensiuni și de curenți, se definește în literatură, pe lîngă puterea activă P, reactivă Q și o putere de asimetrie P_a, astfel încît puterea totală P_t este

$$P_t^2 = P^2 + Q^2 + P_a^2.$$

— Puterea de asimetrie rezultă din dezechilibrul tensiunilor și curenților și din asimetria constructivă a liniei. Astfel:

dacă se aplică liniei asimetrice un sistem de tensiuni și curenți dezechilibrați, transmisia energiei electromagnetice implică: o putere de asimetrie datorită pe de o parte dezechilibrului tensiunilor și curenților, iar de altă parte asimetriei constructive a liniei;

dacă se aplică liniei asimetrice, un sistem de tensiuni și curenți echilibrați, transmisia energiei implică numai partea de asimetrie, partea de dezechilibru fiind nulă;

dacă se aplică liniei cu construcție simetrică, tensiuni și curenți dezechilibrați, transmisia implică numai partea de dezechilibru, partea de asimetrie fiind nulă;

dacă se aplică liniei simetrice, tensiuni și curenți echilibrați, puterile de asimetrie și dezechilibru se anulează.

Prin transpunerea conductoarelor, efectele asimetriei se ameliorează.

— Ecuațiile de propagare (22)—(33) respectiv (35) pentru regimul permanent, sînt valabile și pentru linia polifazată cu asimetrie constructivă, și în general pentru sistemele de linii lungi multifilare, cuplate lineic (de ex. sistemul de linii telefonice). Parametrul principal care descrie propagarea, este matricea $[\Gamma]$, ale cărui valori de spectru sînt chiar indicii lineici de propagare. Pentru ranguri mai mari decît 2, matricea $[\Gamma]$ are în general o formă normală de tipul cvasi — Jordan și în acest caz propagarea presupune unde directe și inverse mai complicate. Sub formă tensorială, se poate cerceta propagarea pe liniile lungi multifilare pe baza studiului spectral al tensorului $[\Gamma]$, studiu care va face obiectul altei lucrări.

— Ecuațiile (22) și (23) reprezintă generalizarea tensorială a unei ecuații a fizicei matematice și poate fi denumită sub acest aspect „*ecuația tensorială a telegrafiștilor*".

ПЕРЕДАЧА ЭЛЕКТРОМАГНИТНОЙ ЭНЕРГИИ ПО ДЛИННЫМ ТРЕХФАЗНЫМ ЛИНИЯМ АСИММЕТРИЧЕСКОЙ КОНСТРУКЦИИ ПРИ НЕУРАВНОВЕШЕННОМ РЕЖИМЕ

КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ

В литературе передача электромагнитной энергии по длинным электрическим линиям рассматривается только в частном случае бифилярной линии, что приводит к установлению уравнений распространения, известных под названием уравнений телеграфистов. В настоящей работе автор, на основании первой части одной из общих теорий распространения электромагнитных волн по системам длинных мультифилярных линий асимметрической конструкции, устанавливает при помощи матричного исчисления систему уравнений с частными производными, определяющую передачу электромагнитной энергии по трехфазной линии асимметрической конструкции при неуравновешенном режиме напряжений и токов.

Обозначив через $[u^x]$ матрицу напряжений между проводами 1 и 3, соответственно между 2 и 3 на растоянии x и через $[i^x]$ матрицу токов первых двух проводов уравнения телеграфистов примут вид:

$$\frac{\partial^2}{dx^2}[u^x] = ([R] + p[L])([G] + p[c])[u^x]$$

$$\frac{\partial^2}{dx^2}[i^x] = ([G] + p[c])([R] + p[L])[i^x]$$

со следующими решениями для перманентного режима;

$$[U^x] = \operatorname{ch}[\gamma]\, x\,[U^1] + \operatorname{sh}[\gamma]\, x\,[z_c]\,[I^1]$$

$$[I^x] = \operatorname{ch}[\gamma]\, x\,[I^1] + \operatorname{sh}[\gamma]\, x\,[z_c]^{-1}\,[U'].$$

Уравнения распространения сходны по виду с уравнениями бифилярной линии, так как скалярные члены заменены соответственными матрицами. Коэффициенты распространения, ослабление и постоянные длины волн становятся матрицами, откуда следует, что распространение напряжений и токов производится двумя парами прямых волн (80—83) и двумя обратными волнами. Аннулирование второй пары волн u_{d2} и u_{i2}, соответственно i_{d2} и i_{i2} в случае линий симметрической конструкции указывает на то, что эти волны характеризуют асимметрическую передачу электромагнитной энергии.

Дефекты асимметрии линий влияют и на передачу электрической энергии, которая в этом случае вовлекает силы асимметрии и неравновесия. В частности для симметрической трехфазной линии при уравновешенном режиме напряжений и токов устраняются члены, соответствующие силам неравновесия и асимметрии.

ОБЪЯСНЕНИЕ РИСУНКОВ

Рис. 1. — Длинная трифилярная электрическая линия.
Рис. 2. — Трифилярная линия.
Рис. 3. — Эквивалентная схема.
Рис. 4. — Схема петель.
Рис. 5. — Трифилярная линия, эквивалентная двум бифилярным линиям.
Рис. 6. — Расчет индуктивностей.

TRANSMISSION DE L'ÉNERGIE ÉLECTROMAGNÉTIQUE SUR LES LIGNES LONGUES TRIPHASÉES, DE CONSTRUCTION ASYMÉTRIQUE, EN RÉGIME DÉSÉQUILIBRÉ

RÉSUMÉ

Dans la littérature, la transmission de l'énergie électromagnétique à grande distance, le long des lignes électriques, n'est étudiée que dans le cas particulier de la ligne à deux fils, qui conduit à l'établissement des équations de propagation, connues sous le nom d'équations des télégraphistes. Dans ce travail, qui constitue la première partie d'une théorie générale de la propagation des ondes électromagnétiques dans les systèmes de lignes longues à plusieurs fils, de construction asymétrique, l'auteur établit, au moyen du calcul matriciel, le système d'équations aux dérivées partielles définissant la transmission de l'énergie électromagnétique le long d'une ligne triphasée de construction asymétrique, dans un régime déséquilibré de tensions et de courants.

En désignant par $[U^x]$ la matrice des tensions entre les fils 1 et 3, respectivement 2 et 3, à la distance x, et par $[i^x]$ la matrice des courants dans les deux premiers fils, les équations des télégraphistes sont :

$$\frac{\partial^2}{\partial x^2}[u^x] = ([R] + p\,[L])\,([G] + p\,[c])\,[u^x]$$

$$\frac{\partial^2}{\partial x^2}[i^x] = ([G] + p\,[C])\,([R] + p\,[L])\,[i^x]$$

dont les solutions, en régime permanent, sont :

$$[U^x] = \operatorname{ch}[\gamma] \times [U^1] + \operatorname{sh}[\gamma] \times [z_c]\,[I^1]$$

$$[I^x] = \operatorname{ch}[\gamma] \times [I^1] + \operatorname{sh}[\gamma] \times [z_c]^{-1}\,[U^1]$$

Les équations de propagation sont semblables comme forme aux équations de la ligne à deux fils, les termes scalaires y étant remplacés par les matrices correspondantes. Les coefficients de propagation, les atténuations et les constantes de longueur d'onde deviennent des matrices, d'où il s'ensuit que la propagation des tensions et des courants a lieu

par deux couples d'ondes directes (80—83) et deux ondes inverses. L'annulation de la seconde paire d'ondes u_{d2} et u_{i2}, respectivement i_{d2} et i_{i2}, dans le cas des lignes de construction symétrique, est un indice que ces ondes caractérisent la transmission asymétrique de l'énergie électromagnétique.

Les défauts d'asymétrie des lignes exercent une influence sur le transfert de l'énergie électrique aussi, ce qui implique, dans ce cas, des puissances d'asymétrie et de déséquilibre. En particulier, dans le cas de la ligne triphasée symétrique, en régime équilibré de tensions et de courants, les termes correspondant aux puissances de déséquilibre et d'asymétrie s'annulent.

EXPLICATION DES FIGURES

Fig. 1. — Ligne électrique longue à trois fils.
Fig. 2. — Ligne à trois fils.
Fig. 3. — Schémas équivalents.
Fig. 4. — Schémas des boucles.
Fig. 5. — Ligne à trois fils équivalente à deux lignes à deux fils.
Fig. 6. — Calcul des inductivités.

BIBLIOGRAFIE

1. REMUS RĂDULEȚ, *Bazele teoretice ale electrotehnicii*. vol. IV. Min. Inv. Buc., 1956.
2. C. I. MOCANU, *O teoremă în studiul rețelelor electrice prin calcul matricial*. Studii și cercetări de energetică, **VI**, *4* (1956).

REGIMURI DE FUNCŢIONARE NESIMETRICĂ A GENERATOARELOR SINCRONE ÎN CAZUL SISTEMELOR ENERGETICE LOCALE

DE

C. APETREI şi D. CREŢU

I. PROBLEMA

Generatoarele sincrone care funcţionează în cadrul sistemelor energetice locale sau rurale sînt de puteri mici şi mijlocii*) de ordinul zecilor şi sutelor de kW ; funcţionarea lor poate să aibă loc în mod izolat (generator sincron-consumator) sau în paralel în cadrul unei centrale electrice sau a unui sistem energetic.

Livrarea energiei electrice la parametri de regim - tensiune, frecvenţă etc. acceptabili în condiţii tehnico-economice optime este direct legată de comportarea elementelor generatoare din sistem ; funcţionarea generatoarelor sincrone şi analiza comportării lor în cadrul sistemelor energetice locale este o problemă cu atît mai importantă cu cît anumite regimuri de funcţionare permanentă sau cauzate de manevre obişnuite în sistem se apropie prin desfăşurarea lor, de regimuri care în cazul sistemelor energetice de mare putere intervin doar în condiţii de avarii ; de exemplu, funcţionarea nesimetrică, conectarea directă a motoarelor asincrone cu rotorul în scurt circuit, autosincronizarea etc. pot pune generatoarele sincrone din cadrul sistemelor locale în condiţii care în cazul sistemelor de mare putere intervin de obicei doar la avarii.

În sistemele energetice trifazate de mare putere pot să intervină sarcini nesimetrice în regim de funcţionare permanent ; nesimetriile care revin generatoarelor sincrone dat fiind puterea mare a sistemului sînt însă de obicei limitate ; nesimetrii importante în acest caz pot să intervină doar în cazuri de avarii sau pe perioade de timp limitate cînd însă se iau

*) Se au în vedere unităţile generatoare care funcţionează sau vor funcţiona în condiţiile electrificării locale sau rurale din ţara noastră.

măsuri speciale de protecție a sistemului și generatoarelor sincrone din sistem.

În sistemele energetice locale sarcini nesimetrice importante pentru generatoarele sincrone pot să intervină în regim de funcționare permanent din diferite cauze : consumator monofazat de putere comparabilă cu a sistemului, conectarea generatoarelor sincrone trifazate la sistem de distribuție nesimetric, funcționarea cu două transformatoare în loc de trei etc ; în aceste cazuri nesimetriile intervin în regim de funcționare permanent iar protecția sistemului, în cazul cînd există, trebuie astfel aleasă încît la nesimetriile respective să nu acționeze. Rezultă deci că regimurile nesimetrice în cadrul sistemelor locale capătă noi aspecte deosebit de importante pentru buna funcționare a sistemului.

Caracteristica regimurilor de funcționare nesimetrică a generatoarelor sincrone o constituie apariția cîmpurilor, direct, invers și homopolar*). Apariția cîmpului invers în mașină condiționează : dezvoltarea unor pierderi suplimentare în stator și îndeosebi în rotor ; aceste pierderi pe lîngă micșorarea randamentului provoacă încălziri locale care în cazul nedescărcării mașinii pe componenta directă pot conduce la temperaturi inadmisibile pentru anumite părți ale mașinii și scoaterea ei din funcțiune. Cîmpul invers condiționează și apariția cuplurilor pulsatorii suplimentare de frecvențe ridicate care pot conduce la vibrații puternice ale mașinii. Componenta inversă a curentului condiționează totodată și gradul de nesimetrie al tensiunilor liniare factor deosebit de important pentru livrarea energiei electrice la parametrii de regim constant.

Cîmpul homopolar, cînd sînt creiate condiții pentru apariția sa, conduce la pierderi suplimentare deci și la încălzirea mașinii, contribuind totodată la disimetria tensiunilor de fază.

Rezultă deci că generatorul sincron calculat să funcționeze în regim simetric, în condiții de sarcină nesimetrică fiind solicitat în plus din punct de vedere termic, mecanic urmează să funcționeze la o putere utilă micșorată cu un randament redus.

La o nesimetrie a sarcinii dată modul și gradul de manifestare a cîmpurilor invers și homopolar vor depinde de parametri și tipul constructiv al mașinii sincrone. Dat fiind această situație, în lucrarea de față, se va analiza :

a) Modul cum influențează sarcina (mărimea și natura sa) și parametrii funcționali ai mașinii sincrone, curenții (corespunzători celor 3 succesiuni și curenți totali pe fază) și tensiunile în cazul regimurilor nesimetrice ;

b) Modul cum trebuie aleși parametrii funcționali ai mașinii sincrone pentru ca condițiile de natură electrică (disimetria admisibilă a tensiunilor), termică (încălzirea rotorului și statorului), mecanică (vibrațiile admisibile ale mașinii) și economică (pierderi minime) să fie îndeplinite la putere utilă produsă (pe componenta directă) maximă.

---

*) Cîmpul corespunzător componentei homopolare a curentului depinde de existența acesteia, deci de starea nulului.

Condițiile de natură electrică (definite de disimetria tensiunilor liniare și fazice), termică și mecanică (definite de valoarea componentei inverse a curentului I_2 și valoarea totală a curentului din faza cea mai încărcată) se vor presupune cunoscute adoptîndu-se în acest sens, indicațiile date în literatură.

Schematic se va căuta să se dea și unele indicații care privesc soluția constructivă indicată în cazul funcționării nesimetrice precum și importanța pe care o au parametrii funcționali ai mașinii sincrone asupra altor regimuri de funcționare.

Problema pusă și rezolvată în modul indicat mai sus este puțin tratată în literatură; pe lîngă importanța sa teoretică ea prezintă și una practică — modul cum trebuie să fie aleși parametrii funcționali și dată soluția constructivă pentru generatoarele sincrone care urmează a funcționa în cadrul sistemelor energetice locale.

Studiul de față face parte dintr-o lucrare mai amplă executată de autori în anul 1955 la Institutul de energetică asupra comportării generatoarelor sincrone de putere mică și mijlocie în condițiile funcționării lor în cadrul sistemelor locale.

II. METODA DE REZOLVARE A PROBLEMEI

Pentru rezolvarea problemei se va utiliza metoda componentelor simetrice. Generatorul se va considera caracterizat de un sistem de impedanțe diferite pe cele 3 secvențe (z_1; z_0; z_2) însă egale pe cele 3 faze ($z_{A1} = z_{B1} = z_{C1}$; $z_{A2} = z_{B2} = z_{C2}$; $z_{A0} = z_{B0} = z_{C0}$); sarcina se va considera cu impedanțe egale pe cele 3 secvențe însă diferite pe cele 3 faze ($z_{a0} = z_{a1} = z_{a2}$; $z_{b0} = z_{b1} = z_{b2}$; $z_{c0} = z_{c1} = z_{c2}$; $z_a \neq z_b \neq z_c$); de remarcat că ipoteza făcută este valabilă de obicei doar în cazul sarcinilor statice.

În cazul considerat ecuațiile de pornire pot fi puse sub forma

$$\begin{aligned} \dot{E}_0 &= (p_0 + z_0)\,\dot{I}_0 + p_2\dot{I}_1 + p_1\dot{I}_2, \\ \dot{E}_1 &= p_1\dot{I}_0 + (p_0 + z_1)\;\dot{I}_1 + p_2\dot{I}_2, \\ \dot{E}_2 &= p_2\dot{I}_0 + p_1\dot{I}_1 + (p_0 + z_2)\;\dot{I}_2, \end{aligned} \tag{1}$$

unde

$$\begin{aligned} p_0 &= \frac{1}{3}(z_a + z_b + z_c), \\ p_1 &= \frac{1}{3}(z_a + \mathbf{a}\,z_b + \mathbf{a}^2 z_c), \\ p_2 &= \frac{1}{3}(z_a + \mathbf{a}^2 z_b + \mathbf{a}\,z_c), \end{aligned} \tag{2}$$

iar

z_a z_b z_c reprezintă impedanțele sarcinii pe cele 3 faze. Sistemul (1) rezolvat în $\dot{I}_0$, $\dot{I}_1$, $\dot{I}_2$ ne dă posibilitatea ca, cu ajutorul relațiilor cunoscute să determinăm sistemul de tensiuni ($\dot{U}_0$, $\dot{U}_1$, $\dot{U}_2$) curenții pe fază ($\dot{I}_a$, $\dot{I}_b$, $\dot{I}_c$) și tensiunile pe fază ($\dot{U}_a$, $\dot{U}_b$, $\dot{U}_c$).

În cazul sistemului simetric de f.e.m.

$$\dot{E}_0 = \dot{E}_2 = 0 \text{ iar: } \dot{E}_1 = \dot{E}_A ; \; \dot{E}_A = \dot{E}_B = \dot{E}_C \tag{3}$$

ecuațiile sistemului (1) după transformări elementare pot fi puse sub forma

$$\begin{aligned} (p_0 + z_0)\ \dot{I}_0 + p_2\,\dot{I}_1 + p_1\,\dot{I}_2 &= 0, \\ p_1\,\dot{I}_0 + (p_0 + z_1)\,\dot{I}_1 + p_2\,\dot{I}_2 &= \dot{E}_A, \\ p_2\,\dot{I}_0 + p_1\,\dot{I}_1 + (p_0 + z_2)\,\dot{I}_2 &= 0. \end{aligned} \tag{4}$$

Soluția sistemului (4) are următoarea formă

$$\dot{I}_0 = \frac{D_0}{\Delta} ; \; \dot{I}_1 = \frac{D_1}{\Delta} ; \; \dot{I}_2 = \frac{D_2}{\Delta}, \tag{5}$$

unde

$$\begin{aligned} D_0 &= \frac{1}{3}\dot{E}_A\,[(z_b z_c - z_a z_2) + \mathbf{a}\,(z_a z_b - z_c z_2) + \mathbf{a}^2\,(z_a z_c - z_b z_2)], \\ D_1 &= \frac{1}{3}\dot{E}_A\,[z_0 z_2 + (z_a z_b + z_a z_c + z_b z_e) + (z_a + z_b + z_c)\,(z_0 + z_2)], \\ D_2 &= \frac{1}{3}\dot{E}_A\,[(z_b z_c - z_a z_b) + \mathbf{a}\,(z_a z_c - z_b z_0) + \mathbf{a}^2\,(z_a z_b - z_c z_0)], \\ \Delta &= z_a z_b z_c + z_0 z_1 z_2 + \frac{1}{3}(z_a + z_b + z_c)\,(z_0 z_1 + z_0 z_2 + z_1 z_2) + \\ &\quad + \frac{1}{3}(z_0 + z_1 + z_2)\,(z_a z_b + z_a z_c + z_b z_c), \end{aligned} \tag{6}$$

iar z_0, z_1, z_2 reprezintă impedanța homopolară, directă și inversă a generatorului sincron.

Expresiile curenților $\dot{I}_0$, $\dot{I}_1$, $\dot{I}_2$ date de (5) se simplifică în unele cazuri nesimetrice particulare, astfel

a) $z_a = \infty$; $z_0 = \infty$; $z_b \neq z_c$ (fig. 1*a*),

$$\begin{aligned} \dot{I}_0 &= 0, \\ \dot{I}_1 &= \frac{\dot{E}_A}{z_1 + z_2 + z_b + z_c}, \\ \dot{I}_2 &= -\frac{\dot{E}_A}{z_1 + z_2 + z_b + z_c}. \end{aligned} \tag{7}$$

b) $z_a = \infty$; $z_0 \neq \infty$; $z_b \neq z_c$ (fig. 1*b*).

$$\begin{aligned} \dot{I}_0 &= -\frac{\dot{E}_A\,(z_2 - \mathbf{a}\,z_b - \mathbf{a}^2 z_c)}{3\,z_b z_c + (z_0 z_1 + z_0 z_2 + z_1 z_2) + (z_b + z_c)(z_0 + z_1 + z_2)}, \\ \dot{I}_1 &= \frac{\dot{E}_A\,(z_b + z_c + z_0 + z_2)}{3\,z_b z_c + (z_0 z_1 + z_0 z_2 + z_1 z_2) + (z_b + z_c)(z_0 + z_1 + z_2)}, \\ \dot{I}_2 &= -\frac{\dot{E}_A\,(z_0 - \mathbf{a}\,z_c - \mathbf{a}^2 z_b)}{3\,z_b z_c + (z_0 z_1 + z_0 z_2 + z_1 z_2) + (z_b + z_c)\,(z_0 + z_1 + z_2)}. \end{aligned} \tag{8}$$

c) $z_a = \infty$; $z_b = \infty$; $z_0 \neq \infty$; $z_c \neq \infty$. (fig. 1c) ,

$$\dot{I}_0 = \frac{\mathbf{a}\,\dot{E}_A}{3\,z_c + z_0 + z_1 + z_2},$$

$$\dot{I}_1 = \frac{\dot{E}_A}{3\,z_c + z_0 + z_1 + z_2}, \qquad (9)$$

$$\dot{I}_2 = \frac{\mathbf{a}^2\,\dot{E}_A}{3\,z_c + z_0 + z_1 + {}_2}.$$

Pe baza acestor rezultate în continuare se va analiza unul din cazurile de nesimetrie menționate (fig.1*b*) interesant atît prin faptul că poate

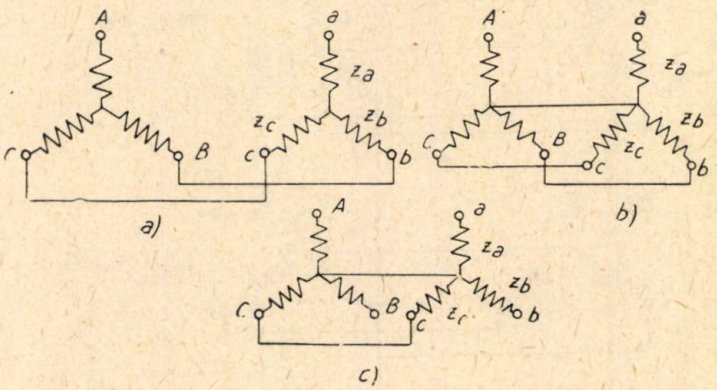


Fig. 1

interveni în practică cît și prin aceea că scoate în relief influența tuturor parametrilor asupra mărimilor ce interesează în studiul de față.

III. FUNCȚIONAREA GENERATORULUI SINCRON IN 2 FAZE ȘI NUL

Se consideră că inițial generatorul sincron funcționează în condiții nominale la sarcină simetrică (fig. 2*a*); la un moment dat păstrîndu-se condițiile de excitație a generatorului se întrerupe una dintre faze (fig. 2*b*) și se urmărește modul cum variază curenții și tensiunile atunci cînd se variază impedanța sarcinii și parametrii funcționali ai generatorului sincron; impedanțele sarcinii pe cele 2 faze se consideră identice.

S-a ales pentru analiză cazul de mai sus, dat fiind simplitatea relativă a schemei, posibilitățile pe care le are schema de a reliefa influența diferiților parametri asupra regimului nesimetric de funcționare precum și faptul ca analiza cazului respectiv permite prin particularizare studiul și altor cazuri mai simple ca cel din figurile 1*a* sau 1*b*.

În cazul analizat, conform celor stabilite la punctul anterior, expresiile curenților și a tensiunilor exprimate în unități relative au următoarea formă:

a) Curenții pe cele 3 succesiuni

$$\frac{\dot{I}_0}{\dot{I}_{1n}} = -\frac{(z_1 + z_{sn})(z_s + z_2)}{3z_s^2 + 2z_s(z_0 + z_1 + z_2) + z_0 z_1 + z_0 z_2 + z_1 z_2},$$

$$\frac{\dot{I}_1}{\dot{I}_{1n}} = \frac{(z_1 + z_{sn})(2z_s + z_0 + z_2)}{3z_s^2 + 2z_s(z_0 + z_1 + z_2) + z_0 z_1 + z_0 z_2 + z_1 z_2}, \qquad (10)$$

$$\frac{\dot{I}_2}{\dot{I}_{1n}} = -\frac{(z_1 + z_{sn})(z_s + z_0)}{3z_s^2 + 2z_s(z_0 + z_1 + z_2) + z_0 z_1 + z_0 z_2 + z_1 z_2}.$$

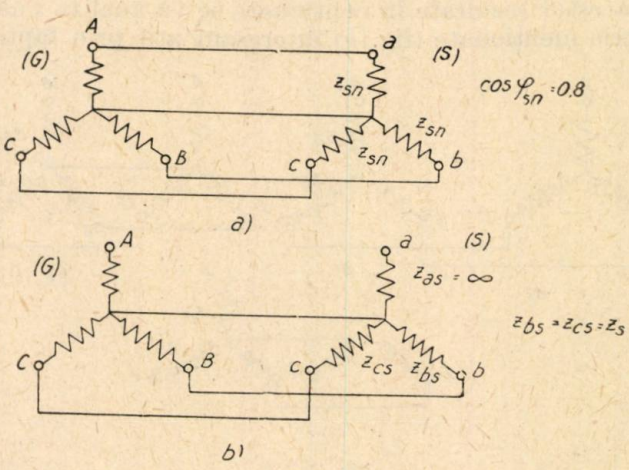


Fig. 2

b) Curenții totali pe fazele B și C

$$\frac{\dot{I}_B}{\dot{I}_{Bn}} = \frac{\dot{I}_B}{\mathbf{a}^2\,\dot{I}_{1n}} = \mathbf{a}\frac{\dot{I}_0}{\dot{I}_{1n}} + \frac{\dot{I}_1}{\dot{I}_{1n}} + \mathbf{a}^2\frac{\dot{I}_2}{\dot{I}_{1n}}, \qquad (11)$$

$$\frac{\dot{I}_C}{\dot{I}_{Cn}} = \frac{\dot{I}_C}{\mathbf{a}\,\dot{I}_{1n}} = \mathbf{a}^2\frac{\dot{I}_0}{\dot{I}_{1n}} + \frac{\dot{I}_1}{\dot{I}_{1n}} + \mathbf{a}\frac{\dot{I}_2}{\dot{I}_{1n}}.$$

c) Tensiunile pe cele 3 faze

$$\frac{\dot{U}_A}{\dot{U}_{An}} = \left(1 + \frac{z_1}{z_{sn}}\right) - \left(\frac{z_0\,\dot{I}_0}{z_{sn}\,\dot{I}_{1n}} + \frac{z_1\,\dot{I}_1}{z_{sn}\,\dot{I}_{1n}} + \frac{z_2\,\dot{I}_2}{z_{sn}\,\dot{I}_{1n}}\right),$$

$$\frac{\dot{U}_B}{\dot{U}_{Bn}} = \frac{z_s\,\dot{I}_B}{z_{sn}\,\dot{I}_{sn}}; \qquad \frac{\dot{U}_c}{\dot{U}_{cn}} = \frac{z_s\,\dot{I}_c}{z_{sn}\,\dot{I}_{cn}}, \qquad (12)$$

unde z_{sn} reprezintă impedanța sarcinii din regimul simetric nominal;

$\dot{I}_{1n}$, $\dot{I}_{Bn}$, $\dot{I}_{Cn}$, $\dot{U}_{An}$, $\dot{U}_{Bn}$, $\dot{U}_{Cn}$ reprezintă curenții și tensiunile pe fază în regimul simetric nominal.

Sistemul de unități de mai sus ca și mărimile de referință au fost alese pentru ușurarea calculelor și compararea comodă a mărimilor care caracterizează regimul de funcționare nesimetric cu cel simetric.

Mărimile definite de relațiile (10), (11) și (12) vor fi analizate în cazul cînd variază :

a) sarcina ca mărime (z_s în unități relative variază între limitele $0{,}5 \div 2$) și ca natură ($\cos \varphi_s$ variază între $0{,}4 \div 1$) ;

b) parametrii generatorului sincron : rezistențele și reactanțele corespunzătoare celor 3 secvențe :

$$r_0,\ r_1,\ r_2, x_0,\ x_1,\ x_2.$$

Limitele de variație a parametrilor funcționali ai generatoarelor sincrone cu puteri ce variază între zeci și zeci de mii de kW sînt de obicei următoarele*)

$$r_0 = 0{,}0015 \div 0{,}005, \qquad x_0 = 0{,}015 \div 0{,}25,$$
$$r_1 = 0{,}003 \div 0{,}015, \qquad x_1 = 0{,}6 \div 2{,}2,$$
$$r_2 = 0{,}012 \div 0{,}07, \qquad x_2 = 0{,}07 \div 0{,}7.$$

Pentru generatoarele sincrone de puteri medii s-au considerat drept valori caracteristice (de calcul) a parametrilor funcționali următoarele valori

$$r_0 = 0{,}001\ ;\ r_1 = 0{,}01\ ;\ r_2 = 0{,}05\ ;\ x_0 = 0{,}1\ ;\ x_1 = 1{,}0\ ;\ x_2 = 0{,}3.$$

Cu aceste valori ale parametrilor și cu ajutorul relațiilor (10), (11) și (12) s-au determinat curenții $\dot{I}_0$, $\dot{I}_1$, $\dot{I}_2$, $\dot{I}_b$, $\dot{I}_c$ și tensiunile $\dot{U}_A$, $\dot{U}_B$, $\dot{U}_C$; s-a variat cîte unul dintre parametrii arătați în limite admisibile păstrîndu-se ceilalți constanți.

În acest mod funcție de variația parametrilor s-a stabilit :

a) componenta homopolară a curentului și modul cum influențează variația sa asupra disimetriei tensiunilor de fază și asupra pierderilor ;

b) componenta inversă a curentului și modul cum ea influențează disimetria tensiunilor liniare, pierderile suplimentare din rotor și solicitările suplimentare de natură mecanică ;

c) curenții totali pe faze pentru a putea urmări comportarea termică a statorului ;

d) tensiunile pe fază și deci disimetriile tensiunilor pe fază ;

e) componenta directă a curenților și deci modul cum variază puterea utilă a generatorului.

IV. CONDIȚII CARE SE IMPUN LA FUNCȚIONAREA NESIMETRICĂ

Pentru ca funcționarea generatoarelor sincrone și a sistemului energetic local să poată avea loc în condiții mulțumitoare trebuie satisfăcute anumite cerințe care după cum s-a văzut pot fi de natură electrică, termică,

*) Parametrii sînt exprimați în unități relative.

mecanică sau tehnico-economică. Prioritatea ca și gradul în satisfacere a acestor condiții depinde de condițiile concrete de funcționare, de importanța sistemului energetic respectiv, de mărimea și tipul constructiv a agregatelor ce intră în componența sistemului, de gradul de siguranță necesar în funcționare etc. Astfel în cazul turbogeneratoarelor sarcina nesimetrică trebuie privită în primul rînd în raport cu rezervă din punctul de vedere termic al rotorului, în cazul hidro-generatoarelor în raport cu vibrațiile mecanice și posibilitățile apariției rezonanței etc.

Rezultă deci că în cazul generatoarelor sincrone din cadrul sistemelor locale este necesar ca în prealabil să se stabilească condițiile ce urmează a fi îndeplinite, precum și precizia necesară pentru ca funcționarea să aibă loc în condiții mulțumitoare; dacă problema se pune în acest mod este indicat să se analizeze:

a) Gradul de nesimetrie al tensiunilor liniare și fazice. Nesimetria tensiunilor liniare conform normelor se caracterizează de raportul $\frac{U_2}{U_1}$, unde U_2, U_1 reprezintă tensiunea inversă respectiv tensiunea nominală directă; se poate stabili ușor ca raportul tensiunilor respective poate fi exprimat sub forma

$$\frac{U_2}{U_1} \cong \frac{I_2}{I_{1n}} \cdot x_2, \tag{13}$$

unde x_2, reactanța inversă, este exprimată în unități relative.

În cazul sistemelor de mare putere conform normelor $\frac{U_2}{U_1}$ trebuie să fie mai mică sau egală cu 0,05; în cazul sistemelor locale [1] raportul respectiv poate crește fără dificultăți deosebite la valoarea 0,1; deci rezultă condiția

$$\frac{I_2}{I_{1n}} \cdot x_2 \leqslant 0{,}1. \tag{14}$$

Din condiția (14) rezultă importanța măsurilor ce urmează a fi luate pentru ca I_2 respectiv x_2 să aibă valori minime.

Nesimetria tensiunilor de fază nu este de obicei normalizată; ea poate fi definită de rapoartele $\frac{U_A - U_B}{U_n}$; $\frac{U_A - U_C}{U_n}$; $\frac{U_B - U_C}{U_n}$, unde U_A, U_B, U_C, U_n reprezintă valoarea tensiunilor de fază. Conform aceleași indicații este recomandabil în cazul consumatorilor monofazați, ca oricare din rapoartele de mai sus să satisfacă condiția

$$\frac{U_A - U_B}{U_A} \leqslant 0{,}1 \div 0{,}15. \tag{15}$$

Cum nesimetria tensiunilor pe fază este influențată și de componenta homopolară a curentului este necesar să se ia măsuri pentru limitarea acestei componente și satisfacerea relației (15).

b) Verificarea mașinii din punct de vedere termic și mecanic. Rotorul mașinii din punct de vedere termic, se verifică funcție de valoarea componentei inverse a curentului; astfel în literatură [2] pe bază de experiență se arată că respectarea condițiilor

$$\begin{aligned} &\frac{I_2}{I_n} \leqslant 0{,}2 \text{ pentru mașinile de mare putere,} \\ &\frac{I_2}{I_n} \leqslant 0{,}3 \quad \text{„} \quad \text{„} \quad \text{„ putere medie,} \\ &\frac{I_2}{I_n} \leqslant 0{,}4 \quad \text{„} \quad \text{„} \quad \text{„ putere mică,} \end{aligned} \tag{16}$$

permite funcționarea generatoarelor sincrone (hidrogeneratoare) din punct de vedere al încălzirii rotorului mașinii fără pericol de avarii; în condițiile arătate curentul direct față de curentul nominal, maxim admisibil, este aproximativ

$$I_1 = (0{,}6 \div 0{,}65)\, I_n.$$

Statorul mașinii se va putea considera că funcționează în condiții acoperitoare din punct de vedere termic dacă valoarea curentului total fazic I_A, I_B, I_C nu va depăși valoarea nominală a curentului; deci dacă I_A ar reprezenta valoarea maximă a curentului pe fază urmează ca

$$\frac{I_A}{I_n} \leqslant 1{,}0. \tag{17}$$

În cazul generatoarelor de putere mică și mijlocie cînd mașina nu este încărcată uniform pe cele 3 faze, curentul pe o fază putînd fi chiar nul, dacă din analiza situației concrete rezultă o îmbunătățire a condițiilor de răcire pentru fazele încărcate, condiția (17) poate lua forma

$$\frac{I_A}{I_n} \leqslant 1{,}1 \div 1{,}2. \tag{17'}$$

Solicitările mecanice suplimentare din regim nesimetric, după cum reiese din literatură [2] pot fi considerate admisibile dacă sînt îndeplinite condițiile (16).

Rezultă deci că îndeplinirea condițiilor (14), (15), (16), (17) și (17') poate face admisibilă funcționarea generatoarelor sincrone trifazate în condiții nesimetrice.

Îndeplinirea condițiilor amintite se realizează de obicei prin micșorarea sarcinii și deci descărcarea mașinii pe componenta directă a curentului I_1 (în condițiile arătate mai sus, de obicei $\frac{I_1}{I_n} \leqslant 0{,}6 \div 0{,}65$). Se poate observa însă că este posibil să se acționeze și asupra parametrilor funcționali ai mașinii; variația parametrilor mașinii trebuie să urmărească majorarea valorii raportului $\frac{I_1}{I_n}$ la valori maxim posibile (utilizarea bună a mașinii) respectîndu-se totodată condițiile (14), (15), (16), (17) și (17').

Mașina realizată cu parametrii funcționali determinați ca mai sus, într-o anumită variantă constructivă, urmează să se verifice ulterior și din punct de vedere economic.

V. REZULTATE STABILITE, ANALIZA LOR

Cu ajutorul expresiilor (10) s-au determinat pe cale analitică, valorile curenților : $\frac{I_0}{I_{1n}}$, $\frac{I_1}{I_{1n}}$, $\frac{I_2}{I_{1n}}$; în urmă pe cale grafo-analitică, utilizînd expresiile (11) și (12) s-au determinat valorile

$$\frac{I_B}{I_{Bn}}, \quad \frac{I_C}{I_{Cn}}, \quad \frac{U_A}{U_{An}}, \quad \frac{U_B}{U_{Bn}}, \quad \frac{U_C}{U_{Cn}}.$$

Pentru caracterizarea nesimetriei tensiunilor liniare și de fază s-au calculat de asemenea expresiile $\frac{I_2}{I_{1n}}\, x_2$ și $\frac{U_A - U_B}{U_n}$ care în cazul de față sînt aproximativ egale cu raportul $\frac{U_A - U_C}{U_n}$ dat fiind că $U_B \cong U_C$.

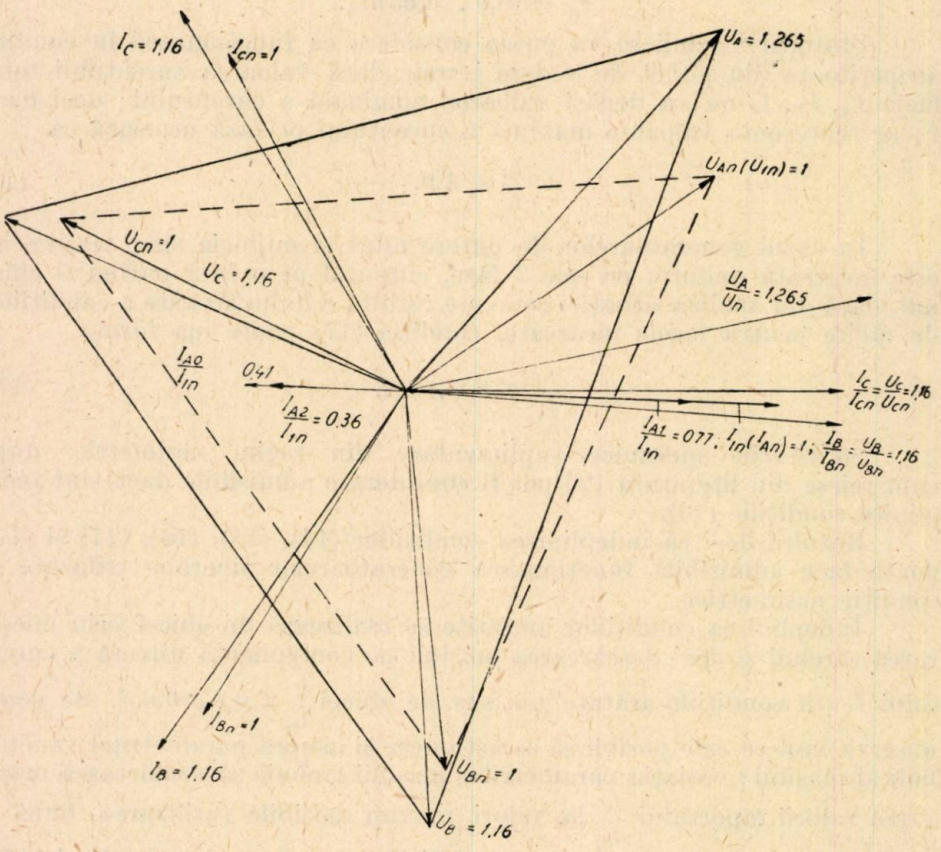


Fig. 3

S-a calculat variația mărimilor amintite variind succesiv

a) *Mărimea sarcinii* $z_s = 0{,}5 \div 2{,}0$ exprimată în unități relative, ceilalți parametri : cos $\varphi_s = \cos \varphi_{sn} = 0{,}8 = \text{const}$; $r_0 = 0{,}001$; $r_1 = 0{,}01$; $r_2 = 0{,}05$; $r_{sn} = 0{,}8$; $x_0 = 0{,}1$; $x_1 = 1{,}0$; $x_2 = 0{,}3$; $x_{sn} = 0{,}6$.

În tabela 1 sînt redate rezultatele calculului.

Tabela 1

z_s	0,5	1	1,5	2
$\frac{I_0}{I_{1n}}$	0,620	0,410	0,310	0,240
$\frac{I_1}{I_{1n}}$	1,070	0,770	0,590	0,480
$\frac{I_2}{I_{1n}}$	0,460	0,360	0,280	0,230
φ_0	180°	180°	180°	180°
φ_1	0°	0°	0°	0°
φ_2	180°	180°	180°	180°
$\frac{I_B}{I_{Bn}}$	1,620	1,160	0,875	0,715
$\frac{I_C}{I_{Cn}}$	1,620	1,160	0,875	0,720
$\frac{U_A}{U_{An}}$	1,090	1,265	1,380	1,445
$\frac{U_B}{U_{Bn}}$	0,810	1,160	1,310	1,430
$\frac{U_C}{U_{Cn}}$	0,810	1,160	1,310	1,440
$\frac{I_2}{I_{1n}} \cdot x_2$	0,138	0,108	0,084	0,069
$\frac{U_A - U_B}{U_n}$	0,27	0,105	0,07	0,015

La calculul unghiurilor φ_0, φ_1, φ_2 s-au făcut erori de cîteva grade admisibile, dat fiind că în cazul de față ne interesează în mod deosebit latura calitativă a fenomenelor (aceste erori se vor întîlni și în tabelele următoare). Cu titlu demonstrativ în figura 3 s-a redat diagrama curen-

ților și tensiunilor în regim simetric și nesimetric, ultimul regim intervenind prin întreruperea unei faze la sarcina constantă.

b) *Natura sarcinii* (cos $\varphi = 0{,}4 \div 1{,}0$) la $z_s = 1{,}0 = \text{const.}$ Parametrii generatorului sincron s-au păstrat aceiași din cazul anterior. Rezultatele calculului sînt redate în tabela 2.

Tabela 2

cos φ_s	0,4	0,6	0,8	1
$\frac{I_0}{I_{1n}}$	0,380	0,452	0,420	0,500
$\frac{I_1}{I_{1n}}$	0 685	0,770	0,760	0,960
$\frac{I_2}{I_{1n}}$	0,313	0,338	0,352	0,461
φ_0	180°	180°	180°	212°
φ_1	0°	0°	0°	27°
φ_2	180°	180°	180°	202°
$\frac{I_B}{I_{Bn}}$	1,030	1,170	1,160	1,510
$\frac{I_C}{I_{Cn}}$	1,030	1,160	1,160	1,355
$\frac{U_A}{U_{An}}$	1,310	1,260	1,265	1,460
$\frac{U_B}{U_{Bn}}$	1,030	1,170	1,160	1,510
$\frac{U_C}{U_{Cn}}$	1,030	1,160	1,160	1,355
$\frac{I_2}{I_{1n}} \cdot x_2$	0,094	0,101	0,106	0,138
$\frac{U_A - U_B}{U_n}$	0,280	0,090	0,105	0,050

c) *Reactanța directă a mașinii sincrone* $x_1 = 0{,}5 \div 2{,}0$; calculul se efectuează pentru $z_s = 1{,}0 = \text{const.}$; $\cos \varphi_s = 0{,}8 = \text{const.}$; ceilalți para-

metri rămîn constanți cu valorile din cazul anterior. Rezultatele calculului sînt redate în tabela 3.

Tabela 3

x_1	0,5	1	1,5	2
$\frac{I_0}{I_{1n}}$	0,380	0,410	0,432	0,448
$\frac{I_1}{I_{1n}}$	0,710	0,770	0,814	0,840
$\frac{I_2}{I_{1n}}$	0,334	0,360	0,381	0,396
φ_0	180°	180°	180°	180°
φ_1	0°	0°	0°	0°
φ_2	180°	180°	180°	180°
$\frac{I_B}{I_{Bn}}$	1,060	1,116	1,220	1,255
$\frac{I_C}{I_{Cn}}$	1,01	1,116	1,220	1,265
$\frac{U_A}{U_{An}}$	1,185	1,265	1,315	1,345
$\frac{U_B}{U_{Bn}}$	1,060	1,160	1,220	1,255
$\frac{U_C}{U_{Cn}}$	1,010	1,160	1,220	1,265
$\frac{I_2}{I_{1n}} \cdot x_2$	0,100	1,108	0,114	0,119
$\frac{U_A - U_B}{U_n}$	0,125	0,105	0,095	0,090

d) *Impedanța homopolară* x_0 : s-a variat concomitent valoarea rezistenței r_0 și a reactanței x_0 în limitele întîlnite în construcția mașinilor sincrone; sarcina ca și ceilalți parametrii ai generatorului sincron s-au păstrat constanți. Rezultatele sînt indicate în tabela 4.

Tabela 4

z_0	r_0	0,001	0,001	0,01	0,02
	x_0	0,05	0,1	0,15	0,2
$\frac{I_0}{I_{1n}}$		0,424	0,410	0,405	0,395
$\frac{I_1}{I_{1n}}$		0,780	0,770	0,770	0,760
$\frac{I_2}{I_{1n}}$		0,350	0,360	0,362	0,365
φ_0		180°	180°	180°	180°
φ_1		0°	0°	0°	0°
φ_2		180°	180°	180°	180°
$\frac{I_B}{I_{Bn}}$		1,170	1,160	1,150	1,140
$\frac{I_C}{I_{Cn}}$		1,175	1,160	1,150	1,140
$\frac{U_A}{U_{An}}$		1,200	1,265		1,320
$\frac{U_B}{U_{Bn}}$		1,170	1,160		1,140
$\frac{U_C}{U_{Cn}}$		1,175	1,160		1,140
$\frac{I_2}{I_{1n}} \cdot x_2$		0,105	0,108	0,109	0,110
$\frac{U_A - U_B}{U_n}$		0,03	0,105		0,180

e) Reactanţa inversă: x_2 variază în limitele $0{,}1 \div 0{,}7$; condiţiile de calcul sînt identice cu cele din cazurile anterioare; rezultatele calculului sînt indicate în tabela 5.

Pentru uşurinţa urmăririi rezultatelor şi a comparaţiei lor în figurile 4—9 s-au reprezentat sub formă de curbe variaţia următoarelor mărimi

a) $\frac{I_0}{I_{1n}} = f_1\,(z_s,\ \cos\varphi_s,\ x_1,\ x_0,\ x_2)$ — (fig. 4);

b) $\frac{I_1}{I_{1n}} = f_2\,(z_s,\ \cos\varphi_s,\ x_1,\ x_0,\ x_2)$ — (fig. 5);

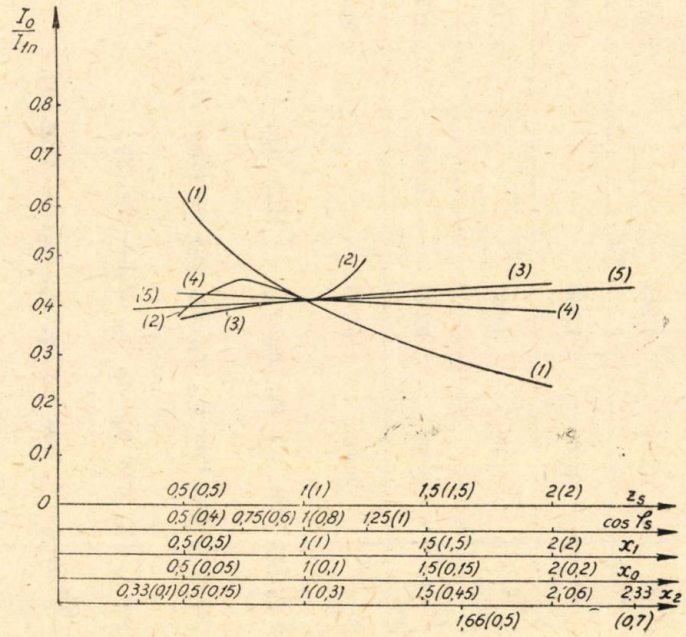

$\frac{I_0}{I_{1n}}$
0,8
0,7
0,6
0,5
0,4
0,3
0,2
0,1
0
(1)
(2)
(3)
(4)
(5)
0,5(0,5) 1(1) 1,5(1,5) 2(2) z_s
0,5(0,4) 0,75(0,6) 1(0,8) 1,25(1) $\cos\varphi_s$
0,5(0,5) 1(1) 1,5(1,5) 2(2) x_1
0,5(0,05) 1(0,1) 1,5(0,15) 2(0,2) x_0
0,33(0,1) 0,5(0,15) 1(0,3) 1,5(0,45) 2(0,6) 2,33 x_2
1,66(0,5) (0,7)

Fig. 4

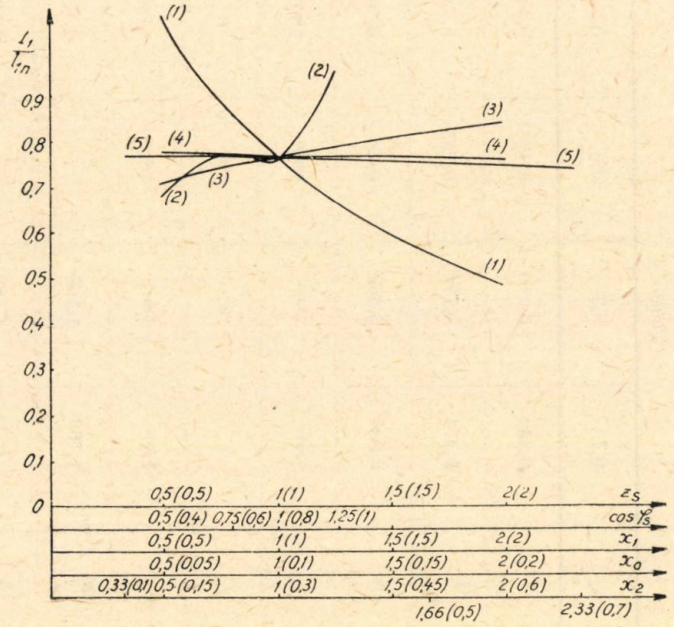

$\frac{I_1}{I_{1n}}$
0,9
0,8
0,7
0,6
0,5
0,4
0,3
0,2
0,1
0
(1)
(2)
(3)
(4)
(5)
0,5(0,5) 1(1) 1,5(1,5) 2(2) z_s
0,5(0,4) 0,75(0,6) 1(0,8) 1,25(1) $\cos\varphi_s$
0,5(0,5) 1(1) 1,5(1,5) 2(2) x_1
0,5(0,05) 1(0,1) 1,5(0,15) 2(0,2) x_0
0,33(0,1) 0,5(0,15) 1(0,3) 1,5(0,45) 2(0,6) x_2
1,66(0,5) 2,33(0,7)

Fig. 5

Tabela 5

x_2	0,1	0,3	0,5	0,7
$\frac{I_0}{I_{1n}}$	0,394	0,410	0,425	0,443
$\frac{I_1}{I_{1n}}$	0,774	0,770	0,755	0,740
$\frac{I_2}{I_{1n}}$	0,380	0,360	0,33	0,303
φ_0	180°	180°	180°	180°
φ_1	0°	0°	0°	0°
φ_2	180°	180°	180°	180°
$\frac{I_B}{I_{Bn}}$	1,160	1,160		1,120
$\frac{I_C}{I_{Cn}}$	1,160	1,160		1,120
$\frac{U_A}{U_{An}}$	1,205	1,265		1,355
$\frac{U_B}{U_{Bn}}$	1,160	1,160		1,120
$\frac{U_C}{U_{Cn}}$	1,160	1,160		1,115
$\frac{I_2}{I_{1n}} \cdot x_2$	0,038	0,108	0,165	0,212
$\frac{U_A - U_B}{U_n}$	0,045	0,105		0,235

c) $\frac{I_2}{I_{1n}} = f_3\ (z_s,\ \cos\ \varphi_s,\ x_1,\ x_0,\ x_2)$ — (fig. 6);

d) $\frac{I_B}{I_{Bn}} \cdot x_2 = f_4\ (z_s,\ \cos\ \varphi_s,\ x_1,\ x_0,\ x_2)$ — (fig. 7);

e) $\frac{I_2}{I_{1n}} x_2 = f_5\ (z_s,\ \cos\ \varphi_s,\ x_1,\ x_0,\ x_2)$—(fig. 8);

f) $\frac{U_A - U_B}{U_n} = f_6\ (z_s,\ \cos\ \varphi_s,\ x_1,\ x_0,\ x_2)$ — (fig. 9).

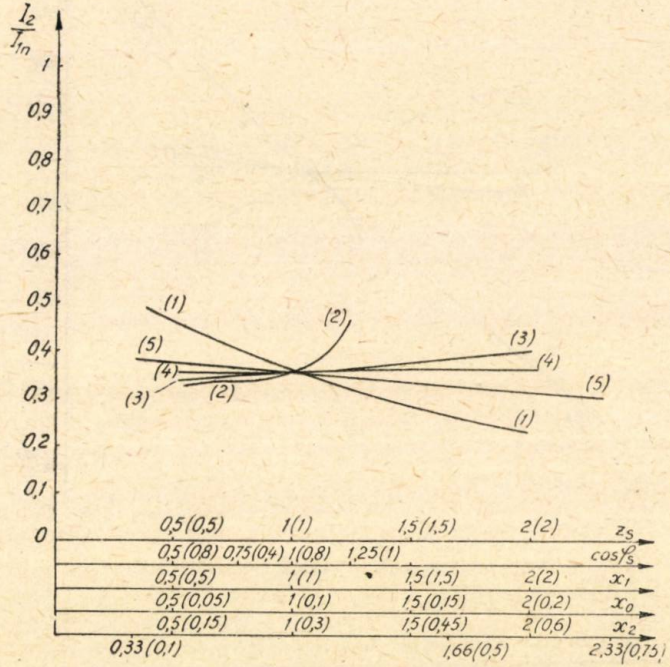

$\frac{I_2}{I_{1n}}$
1
0,9
0,8
0,7
0,6
0,5
0,4
0,3
0,2
0,1
0
(1)
(2)
(3)
(4)
(5)
0,5(0,5) 1(1) 1,5(1,5) 2(2) z_s
0,5(0,8) 0,75(0,4) 1(0,8) 1,25(1) $\cos\varphi_s$
0,5(0,5) 1(1) 1,5(1,5) 2(2) x_1
0,5(0,05) 1(0,1) 1,5(0,15) 2(0,2) x_0
0,5(0,15) 1(0,3) 1,5(0,45) 2(0,6) x_2
0,33(0,1) 1,66(0,5) 2,33(0,7)

Fig. 6

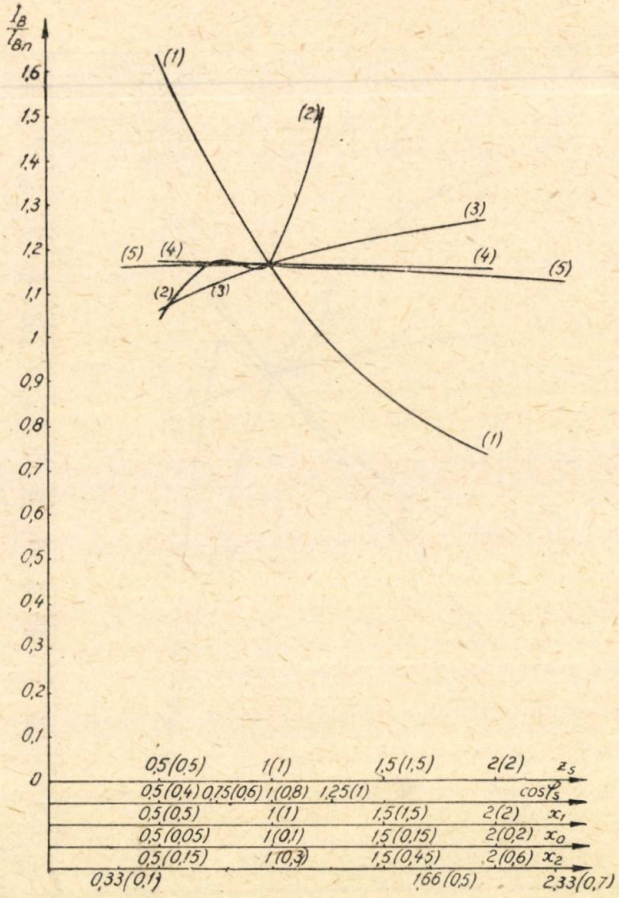

$\frac{I_B}{I_{Bn}}$
1,6
1,5
1,4
1,3
1,2
1,1
1
0,9
0,8
0,7
0,6
0,5
0,4
0,3
0,2
0,1
0
(1)
(2)
(3)
(4)
(5)
0,5(0,5) 1(1) 1,5(1,5) 2(2) z_s
0,5(0,4) 0,75(0,6) 1(0,8) 1,25(1) $\cos\varphi_s$
0,5(0,5) 1(1) 1,5(1,5) 2(2) x_1
0,5(0,05) 1(0,1) 1,5(0,15) 2(0,2) x_0
0,5(0,15) 1(0,3) 1,5(0,45) 2(0,6) x_2
0,33(0,1) 1,66(0,5) 2,33(0,7)

Fig. 7

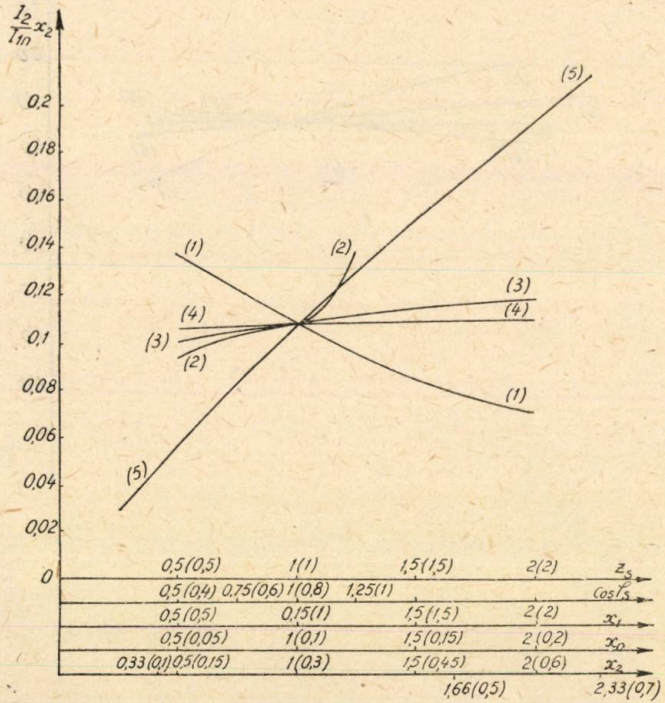

$\frac{I_2}{I_{1n}} x_2$
0,2
0,18
0,16
0,14
0,12
0,1
0,08
0,06
0,04
0,02
0
(1)
(2)
(3)
(4)
(5)
0,5(0,5) 1(1) 1,5(1,5) 2(2) z_s
0,5(0,4) 0,75(0,6) 1(0,8) 1,25(1) $\cos^2 \varphi_s$
0,5(0,5) 0,15(1) 1,5(1,5) 2(2) x_1
0,5(0,05) 1(0,1) 1,5(0,15) 2(0,2) x_0
0,33(0,1) 0,5(0,15) 1(0,3) 1,5(0,45) 2(0,6) x_2
1,66(0,5) 2,33(0,7)

Fig. 8

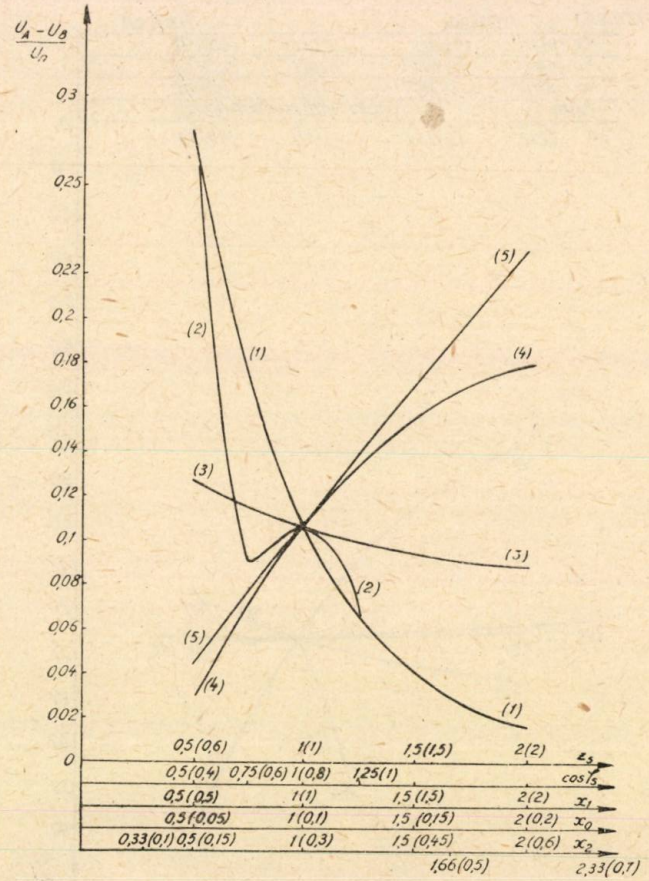

$\frac{U_A - U_B}{U_n}$
0,3
0,25
0,22
0,2
0,18
0,16
0,14
0,12
0,1
0,08
0,06
0,04
0,02
0
(1)
(2)
(3)
(4)
(5)
0,5(0,6) 1(1) 1,5(1,5) 2(2) z_s
0,5(0,4) 0,75(0,6) 1(0,8) 1,25(1) $\cos^2 \varphi_s$
0,5(0,5) 1(1) 1,5(1,5) 2(2) x_1
0,5(0,05) 1(0,1) 1,5(0,15) 2(0,2) x_0
0,33(0,1) 0,5(0,15) 1(0,3) 1,5(0,45) 2(0,6) x_2
1,66(0,5) 2,33(0,7)

Fig. 9

În abscisă s-au trecut valorile parametrilor variabili raportate la valorile considerate caracteristice de (calcul), iar în paranteză valorile lor reale în unități relative.

Din analiza curbelor reprezentate în figurile 4—9 rezultă următoarele considerații:

1. Mărimile a căror variație este reprezentată de curbele respective se schimbă în limite largi atunci cînd unul din parametrii analizați variază; influența predominantă asupra tuturor mărimilor o are variația sarcinii (z_s respectiv cos φ_s); apoi în ordinea enumerării lor reactanța directă (x_1), reactanța inversă (x_2) și reactanța homopolară (x_0).

2. Dacă se are în vedere îndeplinirea condițiilor (14), (15), (16), (17) și (17′) se pot face următoarele observații:

— pentru micșorarea disimetriei tensiunilor liniare este necesară micșorarea sarcinii și a tuturor reactanțelor mașinii sincrone (x_1, x_0, x_2) (fig. 8); aceeași observație este valabilă și în privința disimetriei tensiunilor de fază cu excepția reactanței directe x_1 și a factorului de putere care la valori minime mărește disimetria tensiunilor pe fază (fig. 9);

— pentru micșorarea componentei inverse a curentului I_2 sînt necesare aceleași măsuri ca și pentru micșorarea disimetriilor liniare ale tensiunilor (micșorarea sarcinii și a reactanțelor) cu excepția reactanței inverse x_2 care micșorată aduce creșterea lui I_2 (fig. 6); avînd în vedere însă că influența lui x_2 se face simțită în mai mare măsură în privința nesimetriilor tensiunilor liniare urmează ca x_2 să se ia ca valoare, minim posibil;

— micșorarea componentei homopolare I_0 se poate realiza prin aceleași măsuri: micșorarea reactanțelor și a sarcinii (fig. 4);

— descreșterea reactanțelor, recomandată în cazurile anterioare prezintă inconvenientul unei oarecari majorări a curentului pe faza (în funcție de x_0 și x_2) (fig. 7) și a unei oarecari micșorări a componentei directe (în funcție de x_1) (fig. 5); de asemenea micșorarea sarcinii (prin intermediul majorării lui z_s) ar prezenta inconvenientul, după cum este și normal, al unei micșorări pronunțate a componentei directe a curentului.

3. Din cele de mai sus rezultă că în alegerea parametrilor mașinii sincrone din punctul de vedere al funcționării nesimetrice, intervin condiții contradictorii; din analiză rezultă totuși că mașina sincronă este recomandabil a se realiza, cu reactanțele x_0 și x_2 minim posibile urmînd ca pentru reactanța directă x_1 și mărimea sarcinii Z_s să se aleagă valori medii; aceasta pentru ca după prealabila verificare a nesimetriilor tensiunilor, a încălzirii rotorului și a vibrațiilor mecanice să rămînă rezerve pentru mărirea componentei $\frac{I_1}{I_{1n}}$ la maxim posibil.

În mod practic rezultă deci să se aleagă pentru mașina respectivă la valori medii ale lui z_s și x_1 ($z_s = 1{,}0$; $x_1 = 1{,}0$) valori minime pentru x_0 și x_2 astfel ca condițiile (14), (15), (16), (17) și (17′) să fie îndeplinite; ulterior se poate verifica majorarea lui Z_s, pentru ca valoarea componentei directe a curentului I_1, să fie maxim posibilă; majorarea lui x_1, peste valori unitare (în unități relative) nu este recomandabilă fiindcă pe lîngă

inconvenientele amintite din regim nesimetric pot interveni dificultăţi din punctul de vedere ale altor regimuri de funcţionare.

Realizarea unei reactanţe homopolare mici depinde — în principal — de caracteristicile înfăşurării statorice (scurtarea pasului înfăşurării, dispunerea capetelor de bobină etc.); realizarea unei reactanţe inverse mici necesită realizarea unor înfăşurări de amortizare puternice cu efect amortizor pronunţat în ambele axe ale maşinii.

Încălzirea suplimentară a elementelor rotorice (încălziri locale ale polilor, înfăşurărilor etc.) sub influenţa componentei inverse a cîmpului şi deci limitarea posibilităţii de funcţionare a generatoarelor sincrone în condiţii nesimetrice, depinde şi de forma constructivă a rotorului; astfel pierderile suplimentare în rotor scad pe măsură ce se trece de la soluţia constructivă a rotorului cu poli înecaţi masivi, la rotorul cu polii aparenţi masivi fără înfăşurare de amortizare, poli aparenţi cu înfăşurare de amortizare sau poli lamelaţi.

Din acest punct de vedere rezultă că pentru buna comportare a generatorului sincron în condiţii de funcţionare nesimetrică prezintă importanţă forma constructivă a rotorului, soluţia cu poli lamelaţi şi bare amortizoare fiind recomandată.

VI. CONCLUZII

În cele ce-au precedat s-a analizat în mod detaliat modul cum influenţează variaţia parametrilor funcţionali ai maşinii sincrone inclusiv sarcina asupra parmetrilor de regim în cazul funcţionării nesimetrice; s-a ales pentru studiu o anumită schemă; în mod analog pe baza metodei indicate şi expresiilor generale (5) se poate efectua analiza şi altor scheme în care apar nesimetriile parametrilor liniei sau sarcinii. Astfel pot fi studiate schemele de distribuţie şi transport din cadrul sistemelor locale, doi conductori pămînt, un conductor pămînt etc.

S-a văzut de asemenea că posibilitatea funcţionării în regim nesimetric permanent al unui sistem energetic local trebuie să fie studiată în legătură şi cu modul de comportare al elementului generator în cazul de faţă al generatorului sincron; pentru aceasta în cele ce au precedat s-a luat în consideraţie îndeosebi maşina sincronă neintroducînd decît în al doilea rînd sarcina şi făcînd abstracţie de ceilalţi parametrii ai liniilor, transformatoarelor sau a altor elemente din sistem.

Din analiza condiţiilor ce trebuie satisfăcute la funcţionarea nesimetrică în privinţa generatorului sincron, şi a modului cum influenţează parametrii funcţionali mărimile de regim s-au putut desprinde recomandări în privinţa alegerii sarcinii şi a parametrilor maşinii sincrone.

Alegerea parametrilor şi îndeosebi a reactanţei directe (x_1) trebuie făcută avîndu-se în vedere şi influenţa acestui parametru asupra altor regimuri de funcţionare staţionare sau tranzitorii ale maşinii sincrone. Astfel o valoare mică a reactanţei directe (în unităţi relative) subunitare este avantajoasă din punctul de vedere al gradului de supraîncărcare al maşinii sincrone, din punctul de vedere al variaţiilor mici de tensiune în regim simetric permanent etc.

Realizarea unor mașini cu reactanțe directe reduse este însă, după cum se cunoaște constisitoare; costul mașinii va fi de asemenea majorat și în cazul adoptării unei construcții rotorice pretențioase cu poli lamelați sau cu bare amortizoare. Apelîndu-se însă la mașini cu parametrii funcționali de ordinul celor indicați sau la soluții constructive de natura celor amintite se asigură o funcționare corectă din punct de vedere tehnic, se îmbunătățește randamentul mașinii crescînd totodată și gradul ei de utilizare. Rezultă deci că un cost relativ mai ridicat își găsește justificarea ca soluție tehnico-economică de ansamblu.

Mașina sincronă trifazată din cadrul sistemelor energetice locale poate funcționa în bune condiții la regimuri nesimetrice fără a se considera și construi ca o mașină specială; pentru buna funcționare și rațională sa utilizare este necesar însă ca la funcționarea în condiții nesimetrice să fie luate anumite măsuri care privesc atît parametrii mașinii cît și forma sa constructivă.

РЕЖИМЫ НЕСИММЕТРИЧНОЙ РАБОТЫ СИНХРОННЫХ ГЕНЕРАТОРОВ В МЕСТНЫХ ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ СИСТЕМАХ

КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ

После краткого изложения режимов специфической работы местных энергетических систем, авторы, останавливаясь на режимах несимметричной работы синхронных генераторов, исследуют:

а. Каким образом $\cos \varphi$, велучина нагрузки а также рабочие параметры синхронной машины влияют на составляющие токов и напряжение.

б. Каким образом надо выбрать рабочие параметры синхронных машин для того чтобы условия, предъявляемые электрическими, тепловыми, механическими и экономическими соображениями были удовлетворены при максимальной полезной мощности.

RÉGIMES DE FONCTIONNEMENT NON SYMÉTRIQUE DES GÉNÉRATEURS SYNCHRONES DANS LE CAS DE SYSTÈMES ÉNERGÉTIQUES LOCAUX

RÉSUMÉ

Après un bref exposé des régimes de fonctionnement spécifiques aux systèmes énergétiques locaux, les auteurs insistent sur les régimes de fonctionnement non symétrique des générateurs synchrones, en analysant :

a) la manière dont la nature et la grandeur de la charge et des paramètres fonctionnels de la machine synchrone influencent les composantes des courants et des tensions, et

b) la manière dont les paramètres fonctionnels de la machine synchrone doivent être choisis, afin de satisfaire aux conditions électriques, thermiques et économiques, la puissance utile étant maximum.

BIBLIOGRAFIE

1. И. А. Сиромятников, *Режимы работы синхронных генераторов.* ГЭИ, 1952.
2. Г. Н. Тер-Газариан, *Несимметричный режим работы гидрогенераторов.* ГЭИ 1956.
3. М. Н. Костенко, *Электрические машины* — специальная часть. ГЭИ, 1949.
4. Г.Н. Петров, *Электрические машины.* Том I, ГЭИ, 1940.

UN REGULATOR AUTOMAT DE TENSIUNE DE TIP ELECTROMAGNETIC

DE

C. V. BĂLĂ

Se cunosc diferite tipuri de regulatoare automate de tensiune; dintre cele mai frecvent întîlnite în centralele electrice din țara noastră reamintim regulatorul Brown-Boweri şi regulatorul electromagnetic. Descrierea şi modul de funcționare al acestor regulatoare sînt prezentate în lucrările [1] ÷ [10]. Generatorul sincron de 3 MW se echipează de obicei cu un regulator de tensiune tip Tirill, din import. În țară se construiesc multe maşini sincrone de puteri diferite; problema regulatorului de tensiune pentru aceste maşini este încă în studiu.

Pentru grupul de modelizarea electrodinamică de care dispune laboratorul secției electroenergetice a Institutului de energetică, s-a pus problema de a se construi un regulator de tip electromagnetic; de asemenea a apărut necesitatea înlocuirii regulatorului tip Tirill pentru turbogeneratorul de fabricație CMR, printr-un regulator automat de tensiune de performanțe comparabile cu cele cunoscute la regulatoarele din import, dar care să poată fi fabricat în țară.

În prezenta lucrare comunicăm rezultatele obținute în urma cercetărilor efectuate referitor la această problemă. Regulatorul de tensiune studiat şi executat este de tip electromagnetic, fără a fi prevăzut însă cu o compundare după curent.

A. SCHEMA DE CONEXIUNI ŞI PRINCIPIUL DE FUNCȚIONARE AL REGULATORULUI AUTOMAT DE TENSIUNE

În schema folosită pentru experimentarea regulatorului studiat sînt cuprinse următoarele maşini (fig. 1):

— Generatorul sincron model, *GSM*, antrenat de motorul de curent continuu, *MCC*, are următoarele date nominale: 12÷25 kVA, 400 V,

50 Hz, 1 000 rot/min; reactanțele și constantele de timp ale acestui generator corespund cu reactanțele și constantele de timp ale unui hidrogenerator de 25÷30 MVA și au următoarele valori

$$X_{dr} = 0{,}66\,;\ X_{qr} = 0{,}44\,;\ X'_{dr} = 0{,}22\,;\ X''_{dr} = 0{,}16\,;\ X''_{qr} = 0{,}142\,;$$

$$T_{do} = 2\ s\,;\ T'_d = 0{,}8s\,;\ T''_d = 0{,}5s,$$

(dacă puterea de bază este 12 kVA).

— Excitatoarea E are următoarele date nominale: 1,4 kW, 440 V, 4A, 2 500 rot/min.

Regulatorul automat de tensiune, RAT, este constituit din:

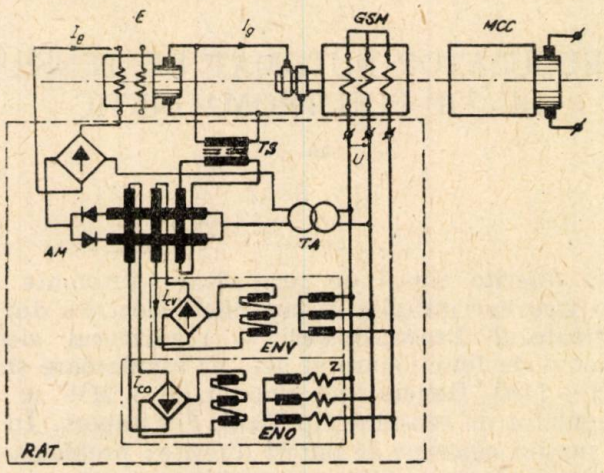


Fig. 1. — Schema de conexiuni a regulatorului de tensiune

RAT — regulator automat de tensiune; *E* — excitatoarea; *GSM* — generator sincron model; *MCC* — motor de curent continuu de antrenare.

1. Traductorul de eroare, care se compune din două elemente neliniare *ENV* și *ENO*; elementul neliniar *ENV*, cu caracteristica $I_{cv} = f(U)$ verticală, constă dintr-un transformator trifazat, la care înfășurarea primară este conectată în stea la bornele mașinii sincrone, iar înfășurarea secundară este conectată în triunghi deschis; elementul neliniar *ENO*, cu caracteristica $I_{co} = f(U)$ orizontală, constă dintr-un transformator trifazat, la care înfășurarea primară este conectată în stea și în serie cu trei impedanțe liniare Z, la bornele mașinii sincrone *GSM* (impedanțele Z se aleg astfel încît curenții prin înfășurări să fie funcții sinusoidale de timp), iar înfășurarea secundară este conectată în triunghi deschis. Caracteristica elementului neliniar *ENO* propus în prezenta lucrare se poate calcula prin metoda grafică indicată în anexa I.

2. Amplificatorul magnetic *AM* cu reacție internă, într-un etaj și alimentat prin transformatorul *TA* de la bornele mașinii sincrone *GSM*; curentul prin circuitul de sarcină trece practic într-un singur sens datorită punții redresoare. Două din înfășurările de comandă sînt conec-

tate la bornele traductorului de eroare; circuitul de sarcină este conectat în serie cu una din înfășurările de excitație ale excitatoarei E. Amplificatorul are factorul de amplificare a puterii $K_{pmax} = 5\,000$ și constanta de timp a unei înfășurări de comandă $T_a = 0{,}55$ s.

3. Transformatorul de stabilizare TS; înfășurarea primară este alimentată de la bornele indusului excitatoarei, iar înfășurarea secundară alimentează una din înfășurările de comandă ale amplificatorului magnetic.

Miezurile feromagnetice ale amplificatorului magnetic, ale traductorului de eroare și ale transformatorului de stabilizare, au fost executate din tablă silicioasă obișnuită de transformator.

Să considerăm că tensiunea la bornele mașinii sincrone GSM coincide cu tensiunea U_n pentru care solenațiile de comandă ale amplificatorului magnetic AM stabilite de traductorul de eroare sînt egale și opuse; punctul de funcționare al amplificatorului este fixat printr-o înfășurare de premagnetizare astfel încît curentul prin circuitul de sarcină al amplificatorului, respectiv prin înfășurarea de excitație a excitatoarei E, asigură producerea tensiunii U_n la bornele mașinii sincrone.

Dacă tensiunea la bornele mașinii sincrone scade (sau crește), solenația de comandă stabilită prin elementul neliniar ENV scade (respectiv crește), în timp ce solenația produsă prin elementul neliniar ENO rămîne aproximativ constantă; solenația rezultantă schimbă punctul de funcționare al amplificatorului magnetic AM și curentul prin circuitul de sarcină crește (sau scade). În acest fel, tensiunea la bornele generatorului crește (respectiv scade) pînă aproape de valoarea U_n, de care diferă numai printr-o abatere ΔU.

B. CARACTERISTICILE STATICE ȘI STATISMUL REGULATORULUI AUTOMAT DE TENSIUNE

După cum se constată din figura 1, circuitul de sarcină al amplificatorului magnetic, este conectat printr-o punte redresoare în serie cu amplificatorul; în acest fel s-a obținut o caracteristică $I_e = f\ (I_{cv} + I_{co})$ univocă a amplificatorului magnetic independentă de natura sarcinii [11]. Caracteristicile amplificatorului magnetic la diferite tensiuni sînt reprezentate în figura 2.

În figurile 3 și 4 s-au reprezentat caracteristicile statice ale regulatorului — și anume curentul din circuitul de sarcină în funcție de tensiunea sursei de alimentare a regulatorului —, $I_e = f\,(U)$ și caracteristicile parțiale $I_{cv} = f(U)$ și $I_{co} = f(U)$ în ipoteza că amplificatorul este alimentat cu tensiunea U; figura 3 corespunde cazului în care impedanțele Z din elementul neliniar ENO, sînt reactanțe inductive, iar caracteristicele din figura 4 corespund cazului în care impedanțele Z sînt reactanțe capacitive.

De remarcat este faptul că elementul neliniar ENO cu reactanțe capacitive constituie o impedanță mică pentru armonicele superioare ale tensiunii de alimentare; curenții prin înfășurarea primară a transformatorului din elementul neliniar ENO sînt deformați, iar calculul caracteris-

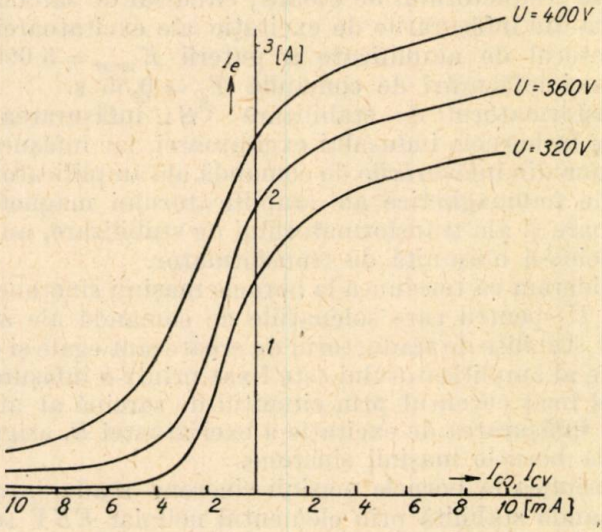


Fig. 2. — Caracteristicile statice ale amplificatorului magnetic la diferite tensiuni de alimentare.

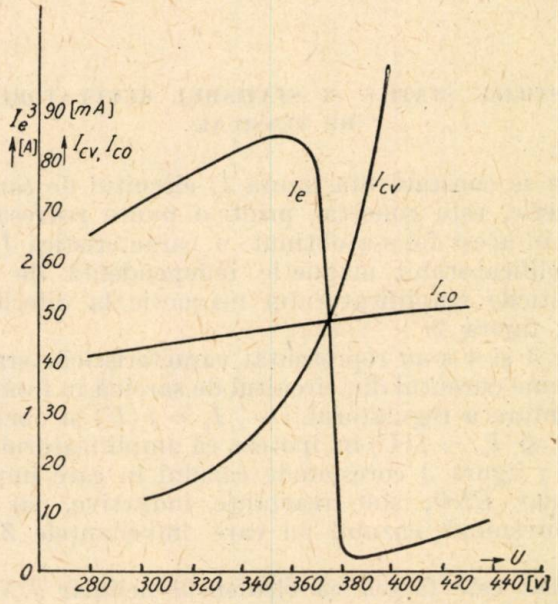


Fig. 3. — Caracteristica I (U) a regulatorului automat de tensiune şi caracteristicile parţiale ale traductorului (impedanţele Z fiind reactanţe indicative).

ticii $I_{co} = f(U)$ este dificil. Din acest punct de vedere se preferă elementul neliniar *ENO* care cuprinde bobine de inductanță constantă.

Statismul caracteristicii reglate [caracteristica reglată de regulatorul automat de tensiune este caracteristica externă $U = f(I)$ a mașinii sincrone, factorul de putere fiind constant], depinde de factorul de amplificare al schemei, respectiv de caracteristicile de reglaj ale excitatoarei și generatorului sincron, mașini care sînt cuprinse în circuitul regulato-

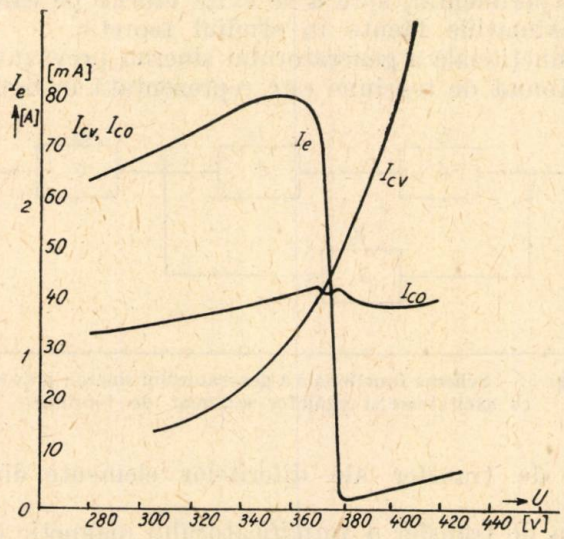


Fig. 4. — Caracteristica $I_e = f(U)$ a regulatorului automat de tensiune și caracteristicile traductorului (impedanțele Z fiind reactanțe capacitive).

rului; deoarece caracteristicile de reglaj ale mașinilor nu sînt funcții univoce, statismul caracteristicii reglate depinde și de istoricul stărilor de magnetizare al mașinilor.

La grupul studiat, în ipoteza că mașina sincronă funcționează în regim de compensator sincron ($\cos\varphi_{ind} = 0$) cu puterea aparentă nominală de 12 kVA, statismul caracteristicii reglate este $S \approx 0{,}35$ %.

C. CARACTERISTICILE DINAMICE ȘI STABILITATEA REGULATORULUI AUTOMAT DE TENSIUNE

Stabilitatea regulatorului automat de tensiune se cercetează aproximativ în prezenta lucrare, prin metoda caracteristicilor logaritmice, amplitudine și fază în funcție de frecvență. Funcțiile de transfer ale diferitelor elemente se stabilesc considerînd următoarele ipoteze simplificatoare :

— amplificatorul magnetic este alimentat de la o sursă de tensiune constantă,

— caracteristicile de trecere ale diferitelor elemente sînt liniare;
— fiecare element din schemă se aproximează printr-un amplificator într-un etaj.

Atît din studiul teoretic cît și din cercetările experimentale rezultă că sistemul este instabil, la un anumit factor de amplificare condiționat de statismul caracteristicii reglate, dacă nu este prevăzut cu un circuit de stabilizare; caracteristica de transfer a circuitului de stabilizare a fost stabilită experimental, spre a se evita erorile pe care le-ar fi putut introduce aproximațiile făcute în studiul teoretic.

Schema funcțională a generatorului sincron prevăzut cu excitatoare și regulator automat de tensiune este reprezentată în figura 5.

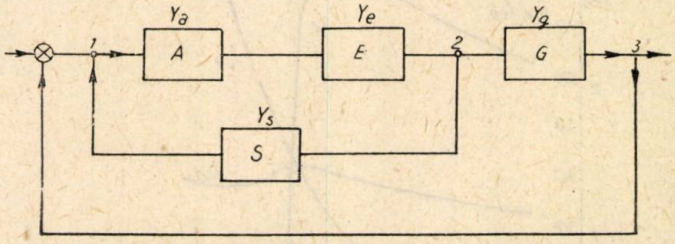


Fig. 5.— Schema funcțională a generatorului sincron prevăzut cu excitatoare și regulator automat de tensiune.

Funcțiile de transfer ale diferitelor elemente din schema studiată sînt:

1. Funcția de transfer a amplificatorului magnetic corespunzătoare liniarizării caracteristicii în vecinătatea punctului de funcționare cu amplificarea maximă ($k_u = 5{,}8$) este

$$Y_a = \frac{5{,}8}{1 + 0{,}55p}.$$

Factorul de amplificare al amplificatorului magnetic se poate schimba printr-o reacție negativă; se schimbă în acest caz și statismul regulatorului. Am considerat și cazul unui alt factor de amplificare ($k'_u = 2{,}12$); funcția de transfer a amplificatorului magnetic în acest caz este

$$Y'_a = \frac{2{,}12}{1 + 0{,}55p}.$$

2. Funcția de transfer a excitatoarei este

$$Y_e = \frac{7{,}8}{1 + 0{,}12p}.$$

3. Funcția de transfer a mașinii sincrone este

$$Y_g = \frac{6{,}7}{1 + 2p}.$$

În funcția de transfer a mașinii sincrone este inclusă și funcția de transfer a traductorului de eroare.

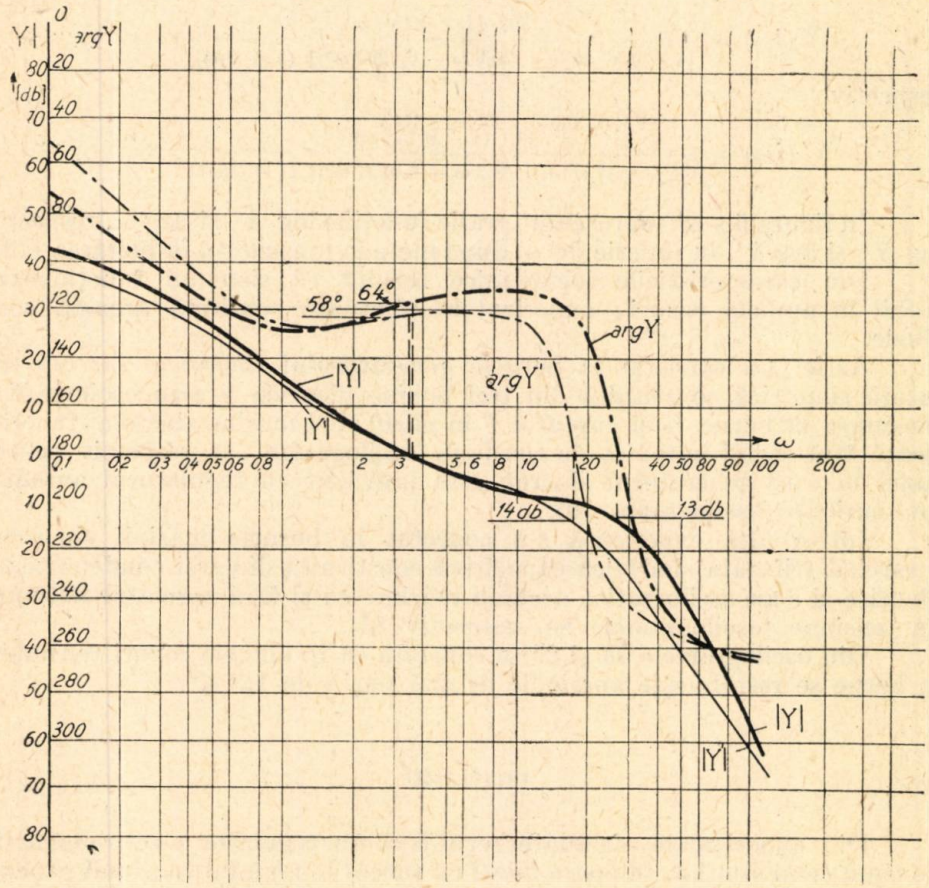


Fig. 6. — Caracteristicile logaritmice de amplitudine și fază funcție de frecvență la regulatorul de tensiune realizat; $|Y|_{\text{la } \omega = 0} = 300$; $|Y'|_{\text{la } \omega = 0} = 110$.

4. Funcția de transfer a transformatorului de stabilizare este

$$Y_s = \frac{0{,}44\ p}{1 + 0{,}45\ p}.$$

Funcțiile de transfer ale sistemului deschis compus din regulatorul automat de tensiune, excitatoare și sincronă sînt

$$Y(p) = \frac{300\ (1 + 0{,}45\ p)}{[(1 + 0{,}45p)\ (1 + 0{,}55p)\ (1 + 0{,}12p) + 19{,}8p]\ (1 + 2p)}$$

respectiv,

$$Y'(p) = \frac{110\ (1 + 0{,}45\ p)}{[(1 + 0{,}45p)\ (1 + 0{,}55p)\ (1 + 0{,}12p) + 7{,}3p]\ (1 + 2p)}.$$

În ipoteza că tensiunea de comandă a sistemului deschis variază sinusoidal în timp, funcțiile de transfer în acest caz sînt

$$Y(j\omega) = \frac{300\ (1 + 0{,}45\ j\ \omega)}{[1 - 0{,}37\ \omega^2 + j\ (20{,}9\ \omega - 0{,}0297\ \omega^3)]\ (1 + 2j\omega)},$$

respectiv

$$Y'(j\omega) = \frac{110\ (1 + 0{,}45\ j\ \omega)}{[1 - 0{,}37\ \omega^2 + j\ (8{,}3\ \omega - 0{,}0297\ \omega^3)]\ (1 + 2j\omega)}.$$

În figura 6 s-au reprezentat grafic funcțiile log $|Y|$ și arg Y, respectiv log $|Y'|$ și arg Y', în funcție de ω, după metoda prezentată în lucrarea [12].

Din caracteristicile logaritmice rezultă că sistemul funcționează stabil în ambele cazuri; experiențele efectuate confirmă această concluzie.

Astfel s-a conectat la bornele generatorului sincron o sarcină trifazată simetrică constituită din trei bobine identice și s-au oscilografiat tensiunea la borne U și curentul I în cazul cînd mașina sincronă funcționează fără reglaj automat de tensiune (oscilograma 7*a*), respectiv pentru cazul în care generatorul sincron este prevăzut cu regulatorul automat de tensiune (oscilograma 7*b*).

Într-o altă experiență s-a conectat la bornele mașinii sincrone, o sarcină trifazată simetrică capacitivă constituită din trei condensatoare identice și s-au oscilografiat aceleași mărimi cu și fără regulator automat de tensiune (oscilogramele 8*a*, respectiv 8*b*).

Din oscilogramele 7*b* și 8*b* se constată că în ambele cazuri tensiunea la borne se restabilește aperiodic în mai puțin de 1,5 s.

CONCLUZII

Din experiențele efectuate rezultă că un regulator electromagnetic de tipul celui studiat, se poate folosi cu succes la reglajul tensiunii generatoarelor sincrone. Deși regulatorul automat de tensiune cuprinde un amplificator magnetic alimentat de la bornele generatorului sincron pe care îl reglează, sistemul funcționează stabil și are calități remarcabile.

Toate elementele regulatorului au fost executate din materiale feromagnetice obișnuite folosite curent în industria electrotehnică din țara noastră.

Este evident că pentru forțarea excitației generatorului sincron în regimuri de avarii trebuie prevăzut un sistem de acționare discontinuă pentru excitarea la maximum a excitatoarei; la funcționarea generatorului în scurtcircuit, regulatorul automat de tensiune iese din regimul normal de funcționare.

Anexa I. O metodă grafică pentru determinarea caracteristicii statice $I_{co} = f(U)$ *a elementului neliniar ENO al traductorului de eroare.*

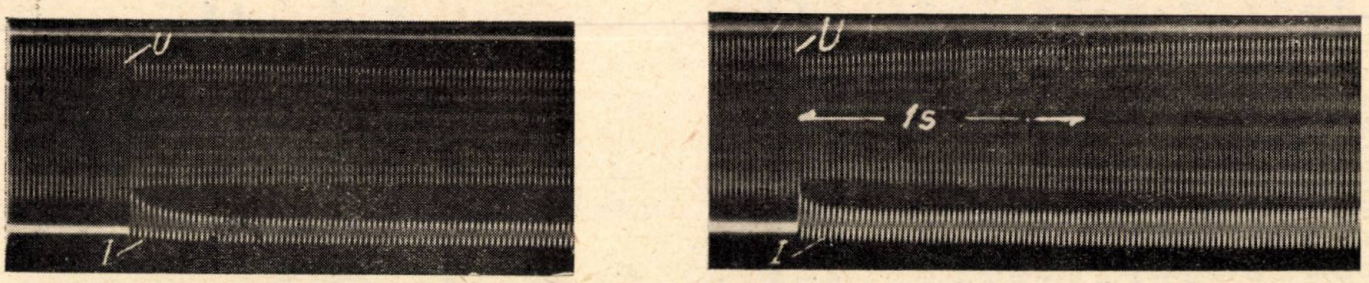


Fig. 7 — Oscilogramele tensiunii la borne și curentului, generatorul sincron fiind încărcat în sarcină inductivă.

a — fără regulator automat de tensiune ($U_0 = 377$ V ; $I_0 = 0$; $U = 277$ V ; $I = 12{,}6$ A ; $\cos \varphi = 0{,}060$)

b — cu regulator de tensiune ($U_0 = 377$ V ; $I_0 = 0$; $U = 376$ V ; 19,6 A ; $\cos \varphi = 0{,}057$)

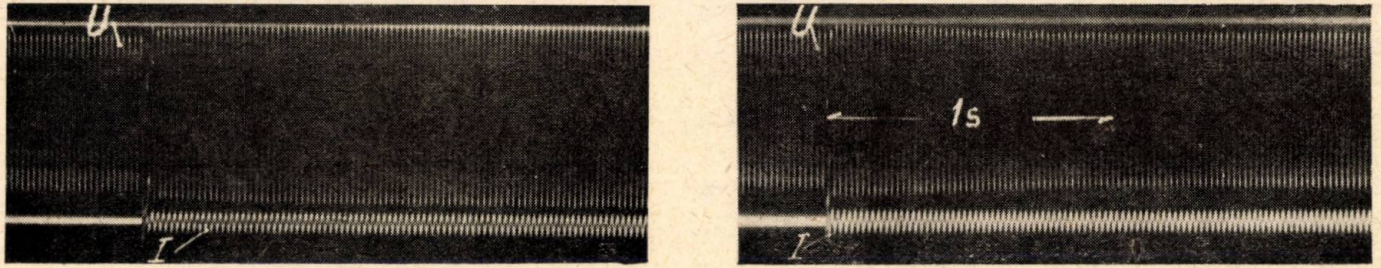


Fig. 8 — Oscilogramele tensiunii la borne și curentului, mașina fiind încărcată în sarcină capacitivă.

a — fără regulator automat de tensiune ($U_0 = 377$ V ; $I_0 = 0$; $U = 461$ V ; $I = 10{,}2$ A ; $\cos \varphi = 0$;

b — cu regulator automat de tensiune $U_0 = 377V$; $I_0 = 0$; $U = 378{,}5V$; $I = 8{,}4$ A $\cos \varphi = 0$

Elementul neliniar *ENO* cu caracteristică orizontală a fost conceput și construit spre a se obține la bornele de ieșire o tensiune de aceeași frecvență $3f$ (f fiind frecvența tensiunii de alimentare) — cu frecvența tensiunii de la bornele elementului neliniar *ENV* — dar care să fie aproape constantă în raport cu tensiunea de alimentare; se obține astfel în anumite limite un element etalon.

Elementul neliniar propus se compune dintr-un transformator trifazat cu flux liber; înfășurarea primară este conectată în triunghi deschis (fig. 1). În serie cu fiecare fază primară se conectează cîte o impedanță liniară, de valoare potrivită astfel încît curentul prin circuitul primar să fie o funcție sinusoidală. Impedanțele constituite din rezistențe sînt neeconomice; impedanțele constituite din reactanțe capacitive au valori mici la frecvențele mari, corespunzătoare armonicilor superioare ale tensiunii și favorizează apariția armonicilor superioare în curba curentului. Se preferă deci impedanțele inductive.

Ne propunem să determinăm caracteristica $U_{omed} = f(U)$ printr-o metodă grafică aproximativă, în ipoteza că, înfășurarea secundară a elementului este deschisă.

Fie u_a, u_b, u_c tensiunile electromotoare induse pe fază în înfășurarea secundară; din cauza caracteristicii neliniare a miezului feromagnetic, tensiunile u_a, u_b, u_c, sînt deformate. Expresiile tensiunilor induse sînt

$$u_a = \sum_{\nu=1}^{\infty} U_{\nu m} \sin(\nu\omega t + \varphi_\nu),$$

$$u_b = \sum_{\nu=1}^{\infty} U_{\nu m} \sin\left[\nu\left(\omega t - \frac{2\pi}{3}\right) + \varphi_\nu\right],$$

$$u_c = \sum_{\nu=1}^{\infty} U_{\nu m} \sin\left[\nu\left(\omega t + \frac{2\pi}{3}\right) + \varphi_\nu\right].$$

Tensiunea la bornele înfășurării secundare este

$$u_\varphi = u_a + u_b + u_c = \sum_{\nu=1}^{\infty} 3\, U_{3\nu m} \sin(3\nu\omega t + \varphi_{3\nu}) = -\frac{d}{dt}(\Psi_a + \Psi_b + \Psi_c),$$

unde Ψ_a. Ψ_b, Ψ_c sînt fluxurile totale prin înfășurarea secundară.

Perioada curbei tensiunii u_0 este egală cu $\frac{1}{3}$ din perioada sinusoidei după care variază curentul prin înfășurarea primară. Interesează valoarea medie a acestei tensiuni; pentru aceasta vom calcula o valoare medie a tensiunii u_0, pe intervalul α și $\alpha + \frac{\pi}{3}$

$$U_{om\alpha} = \frac{3\omega}{\pi}\int_{\alpha}^{\alpha+\pi/3} u_o\, dt = -\frac{3\omega}{\pi}\int_{\alpha}^{\alpha+\pi/3} \frac{d(\Psi_a + \Psi_b + \Psi_c)}{d\omega t}\, d\omega t;$$

sau

$$U_{om\alpha} = -\frac{3\omega}{3}\left[\Psi_a\left(\alpha+\frac{\pi}{3}\right) - \Psi_a(\alpha) + \Psi_b\left(\alpha+\frac{\pi}{3}\right) - \right.$$
$$\left. - \Psi_b(\alpha) + \Psi_c\left(\alpha+\frac{\pi}{3}\right) - \Psi_c(\alpha)\right] \qquad (1)$$

α se determină din condiția ca $U_{om\alpha}$ să fie maximă; valoarea medie a tensiunii redresate coincide cu valoarea maximă a funcției $U_{om\alpha}$ (α).

Fluxul magnetic total printr-o înfășurare primară cu w spire — aria secțiunii miezului fiind S_{fe} și lungimea medie a liniei de cîmp l_{fe} — este

$$\Psi = w\,BS_{fe} = w\,S_{fe}\,F\left[\frac{wi\ (\omega l)}{l_{fe}}\right];$$

considerăm o caracteristică de magnetizare simetrică și univocă $B = F\dfrac{wi}{l_{fe}}$.

Datorită relațiilor între curenții prin cele trei faze ale înfășurării primare, se pot scrie următoarele relații între fluxuri, dacă se notează $\psi = \psi_a$:

$$\Psi_b\left(\alpha+\frac{\pi}{3}\right) = \Psi\left(\alpha-\frac{\pi}{3}\right),$$

$$\Psi_b\ (\alpha) \quad = \Psi\left(\alpha-\frac{2\pi}{3}\right) = -\Psi\left(\alpha+\frac{\pi}{3}\right),$$

$$\Psi_c\left(\alpha+\frac{\pi}{3}\right) = \Psi(\alpha+\pi) = -\Psi(\alpha), \qquad (2)$$

$$\Psi_c\ (\alpha) \quad = \Psi\left(\alpha+\frac{2\pi}{3}\right) = -\Psi\left(\alpha-\frac{\pi}{3}\right).$$

Înlocuind în relația (1) pe Ψ_a, Ψ_b, Ψ_c în funcție de Ψ se obține

$$U_{om\alpha} = \frac{6\omega}{\pi}\left[\Psi(\alpha) - \Psi\left(\alpha-\frac{\pi}{3}\right) - \Psi\left(\alpha+\frac{\pi}{3}\right)\right]. \qquad (3)$$

În cazul caracteristicii de magnetizare simetrică și univocă, $\alpha = \dfrac{\pi}{6}$; deci

$$U_{om\,\nu} = \frac{6\omega}{\pi}\left[\Psi\left(\frac{\pi}{6}\right) - \Psi\left(-\frac{\pi}{6}\right) - \Psi\left(\frac{\pi}{2}\right)\right]. \qquad (4)$$

Curentul prin înfășurarea primară fiind

$$i = I_m \sin \omega t$$

se poate determina fluxul magnetic total Ψ din caracteristica $\Psi = w\,S_{fe}\,F\left(\dfrac{wi}{l_{fe}}\right)$ pentru cazurile în care $\omega t = \dfrac{\pi}{6}$, $\omega t = -\dfrac{\pi}{6}$ și $\omega t = \dfrac{\pi}{2}$.

Din relația precedentă (4) se determină $U_{cm} = f(I_m)$.

Impedanța Z fiind cunoscută, se aproximează impedanța înfășurării primare și se determină valoarea maximă a curentului i, tensiunea de alimentare u fiind dată.

АВТОМАТИЧЕСКИЙ РЕГУЛЯТОР НАПРЯЖЕНИЯ ЭЛЕКТРОМАГНИТНОГО ТИПА

КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ

Приводится схема соединений и принцип функционирования автоматического регулятора напряжения электромагнитного типа. Работа содержит статические характеристики построенного регулятора и исследование устойчивости системы по методу логарифмических характеристик, амплитуде и фазе в зависимости от частоты.

В приложении указывается графический метод определения характеристики статического перехода нелинейного элемента с горизонтальной характеристикой используемого в качестве эталона в схеме исследуемого автоматического регулятора напряжения.

ОБЪЯСНЕНИЕ РИСУНКОВ

Рис. 1. — Схема соединений регулятора напряжения. *RAT* — автоматический регулятор напряжения; *E* — возбудитель; *GSM* — синхронный модельный генератор; *MCC* — приводной двигатель постоянного тока.

Рис. 2. — Статистическая характеристика электромагнитного усилителя при различных напряжениях питания.

Рис. 3. — Характеристика $I(V)$ автоматического регулятора напряжения и частичная характеристика тензодатчика (полное сопротивление Z является индуктивным сопротивлением).

Рис. 4. — Характеристика $I_e = f(V)$ автоматического регулятора напряжения и характеристика тензодатчика (полное сопротивление Z является емкостным сопротивлением).

Рис. 5. — Рабочая схема синхронного регулятора, оснащенного возбудителем и автоматическим регулятором напряжения.

Рис. 6. — Логарифмическая характеристика амплитуды и фазы, в зависимости от частоты, данного регулятора напряжения. $|Y|$ при $W = 0 = 300$; $|Y'|$ при $w = 0 = 110$.

Рис. 7. — Осциллограммы напряжения на клеммах и токе при синхронном генераторе, находящемся под индуктивной нагрузкой. *а* — без автоматического регулятора напряжения (U_0 — 377 *b*; $I_0 = 0$; $U = 277$ *b*; $I = 12{,}6$ *a*; $\cos\varphi = 0{,}060$); *b* — с автоматическим регулятором напряжения ($U_0 = 377$ *b*; $I_0 = 0$; $U = 376$ *b*; $I = 19{,}6$ *a*; $\cos\varphi = 0{,}057$).

Рис. 8. — Осциллограммы напряжения на клеммах и тока при синхронном генераторе, находящемся под емкостной нагрузкой. *а* — без автоматического регулятора напряжения ($U_0 = 377$ *b*; $I_0 = 0$; $U = 461$ *b*; $I = 10{,}2$ a; $\cos\varphi\,\pi\,0$); *b* — с автоматическими регуляторам напряжения $U_0 = 377$ *b*; $I_0 = 0$; $U = 378{,}5$ *b*; $I = 8{,}4$ *a*: $\mathrm{Cos}\,\varphi\tau 0$).

UN RÉGULATEUR AUTOMATIQUE DE TENSION, DU TYPE ÉLECTROMAGNÉTIQUE

RÉSUMÉ

On présente le schéma des connexions et le principe de fonctionnement d'un régulateur automatique de tension, du type électromagnétique. Le travail expose les caractéristiques statiques du régulateur réalisé, ainsi que l'analyse de la stabilité du système par la méthode des caractéristiques logarithmiques, amplitude et phase, en fonction de la fréquence.

L'annexe expose une méthode graphique de détermination de la caractéristique de passage statique de l'élément non linéaire à caractéristique horizontale, qui est pris pour étalon dans le schéma du régulateur automatique de tension présenté.

EXPLICATION DES FIGURES

Fig. 1. — Schéma des connexions du régulateur de tension. *RAT*=régulateur automatique de tension ; *E* = excitatrice ; *GSM* = alternateur synchrone modèle ; *MCC*=moteur d'entraînement à courant continu.

Fig. 2. — Caractéristiques statiques de l'amplificateur magnétique pour diverses tensions d'alimentation.

Fig. 3. — Caractéristique $I = f(U)$ du régulateur automatique de tension et caractéristiques partielles du transducteur (les impédances Z étant des réactances inductives).

Fig. 4. — Caractéristique $I_e = f(U)$ du régulateur automatique de tension et caractéristiques du transducteur (les impédances Z étant des réactances capacitives).

Fig. 5. — Schéma de fonctionnement d'un alternateur synchrone pourvu d'une excitatrice et d'un régulateur automatique de tension.

Fig. 6. — Caractéristiques logarithmiques d'amplitude et de phase, en fonction de la fréquence du régulateur de tension réalisé ; $|Y|_{\text{pour } \omega=0} = 300$; $|Y'|_{\text{pour } \omega=0} = 110$

Fig. 7. — Oscillogrammes de la tension aux bornes et du courant, d'un alternateur synchrone en charge inductive. *a*=Sans régulateur automatique de tension (U_0=377 V ; $I_0 = 0$; $U = 277$ V ; $I = 12{,}6$ A ; cos. $\varphi = 0{,}060$) ; *b* = avec régulateur automatique de tension ($U_0 = 377$ V ; $I_0 = 0$; $U = 376$ V ; $I = 19{,}6$ A ; cos. $\varphi = 0{,}057$).

Fig. 8. — Oscillogrammes de la tension aux bornes et du courant, d'une machine synchrone en charge capacitive. *a* = sans régulateur automatique de tension ($U_0 = 377$ V ; $I_0 = 0$; $U = 461$ V ; $I = 10{,}2$ A ; cos. $\varphi \approx 0$) ; *b* = avec régulateur automatique de tension ($U_0 = 377$ V ; $I_0 = 0$; $U = 378{,}5$ V ; $I = 8{,}4$ A ; cos $\varphi \approx 0$).

BIBLIOGRAFIE

1. I. C. Penescu, *Regimul dinamic al sistemelor de reglare automată a excitației generatoarelor sincrone folosind regulatoare reostatice cu sectoare rostogolitoare.* Automatica și electronica, *1*, 3—14 (1957).
2. Л. В. Иносов, В. Л. Цукерник, *Каипаундирование и электромагнитный коректор напряжения синхронных генераторов.* Госенергоиздат, Москва, 1954. la Congresul al VII-lea al electrotehnicienilor ținut la Weimar, 1957.
3. Evzen Tomanek, *Magnetische Spannungsregler.* Comunicare la Congresul al VII lea al electrotehnicienilor ținut la Weimar, 1957.
4. E. Renz *Selbstregelnde synchrongeneratoren zur Eigenstromerzeugung.* AEG, 1956, 250—253.
5. Feinberg, *A review of transductor principles and application.* Proc. Inst. El. Eng., **II**, *97*, 628 (1950).

6. HANS JUNIOR, *Die Spannungsregelung grosser Drehstromgeneratoren über magnetische Verstärker*. AEG, 1956, 351—355.
7. B. CHAGUÉ, *L'amplificateur magnétique autosaturé*. Bull. Soc. Franc. Electr., *61*, 14—56 (1956).
8. J. FOURNIER, *Le réglage de la tension d'un alternateur hydraulique de 36 000 KVA par amplificateurs magnétiques*. Bull. Soc. Fr. Electr., **VI**, *64*, 267—282 (1956).
9. * * * *Self regulating alternators. The voltage regulation problem and some solutions*. Part. III, Electrical Times, 1954, 943.
10. H. F. STORM, *Static magnetic exciter synchronous alternators*. AIEE. Transactions, 1951, 1014—1017.
11. H. F. STORM, *Magnetic amplifiers*. John Wiley and sons. New York, 1955.
12. M. H. JAMES, B. N. NICHOLS, S. R. PHILLIPS, *Theory of servomechanisms. Radiation Laboratory*. Series MIT, vol. 25, Mc. Graw-Hill, New York, 1947.

REZULTATELE EXPERIMENTALE OBȚINUTE CU NOUA METODĂ ANALITICĂ DE CALCUL A COEFICIENTULUI DE NEREGULARITATE MEDIE PĂTRATICĂ

DE

D. N. NESTORESCU

În sesiunea științifică a Academiei R.P.R. din iulie 1956, autorul acestei note a prezentat lucrarea *O nouă metodă de calcul a coeficientului de neuniformitate medie pătratică* [4].

În această lucrare, s-a arătat o metodă analitico-numerică de aflare a coeficientului de neregularitate medie pătratică (V), care după cum se știe este un indice de calitate al produselor de serie sau de masă. Cu cît acest coeficient este mai mare cu atît calitatea produsului este mai proastă și invers.

În afară de metodele electrice (cu ajutorul aparatelor de calcul), care au deficiența că necesită un aparat de calcul, metodele cunoscute pînă acum pentru calculul lui V, erau metode grafice, greoaie și care puteau fi susceptibile de erori subiective. În metoda citată mai sus se pornește de la aproximarea diagramei de variație printr-o funcție analitică periodică, făcîndu-se corecțiile necesare ținînd seama de valoarea maximă și minimă a mărimilor de pe o porțiune oarecare de pe diagramă. S-a ajuns astfel la formula

$$V=\frac{\sigma}{x}=\left\{\frac{1}{\left(1+\frac{x_0}{Z_M}\right)\left\{\frac{2}{y_M}\left[\left(2Z_M x_0+x_0^2\right)^2-\left(Z_M^2-Z_m^2+x_0^2+2x_0Z_M^2\right)^{1/2}\right\}+x_0}\right\}$$

$$\left\{\left(\frac{Z_m}{Y_M Z_M}\right)\left[\left(Z_M^2-Z_m^2\right)^{1/2}+\frac{Z_M^2}{2}\right]^{1/2}\right\}.$$

În această formulă

Z_M și Z_m sînt valorile maxime și minime de pe porțiunea din diagrama de cercetat;

x_0 este o mărime de referință de pe diagrama de neuniformitate;

Y_M este lungimea analizată, care corespunde pe scara probabilităților cu valoarea 1.

După sugestiile date de cercetătorii de la Institutul de cercetări textile, împărțim lungimea de analizat în mai multe părți egale și luăm în considerare și valorile de la stînga și de la dreapta ale intervalului tăiat de liniile ce limitează porțiunea de analizat. În felul

acesta calculul este mai corect deoarece cu cît secțiunile sînt mai mici cu atît se urmărește mai îndeaproape forma diagramei. În cazul acesta formula care dă pe V, devine

$$V=\frac{\sigma}{x}=\left\{\frac{1}{\left(1+\frac{x_0}{Z_M}\right)\left\{\frac{2}{Y_M}\left[\left(Z_M^2-Z_1^2+x_0^2+2x_0Z_1\right)^{1/2}-\left(Z_M^2-Z_2^2+x_0^2+2x_0Z_2\right)^{1/2}\right]\right\}}\right.$$

$$\left.\left\{\left[\frac{Z_1}{Y_MZ_M}\left(Z_M^2-Z_1^2\right)^{1/2}+\frac{Z_2}{Y_MZ_M}\left(Z_M^2-Z_2^2\right)^{1/2}+\frac{Z_M^2}{2}\right]^{1/2}\right\}\right. . \qquad (2)$$

În formula (2) Z_M, Y_M și x_0 au semnificațiile de mai sus, iar Z_1 și Z_2 sînt mărimile de la dreapta și de la stînga porțiunii de măsurat.

Din formula (2) se observă că, dacă considerăm la limită $Z_1\cong Z_2\cong Z_M$, atunci $0\leqslant x_0\leqslant 2|Z_M|$ adică x_0 poate fi de două ori mai mare, decît cea mai mare variație ce poate să o înregistreze aparatul. Cu cît x_0 este mai mare însă, cu atît măsurătoarea este mai puțin sensibilă.

Cum poate fi utilizat rezultatul aflat în formula (2)?

Se împarte diagrama în porțiuni egale (există și aparate de împărțire rapidă a diagramei în părți egale). Se citesc valorile de la stînga și de la dreapta tăiate de liniile de demarcație ale diferitelor despărțituri, precum și valoarea Z_M de pe porțiunea din diagramă ce dorim să o analizăm (a se observa că dacă valoarea maximă este foarte mare într-un timp foarte scurt aceasta este datorită impurităților și nu se ia în considerare, ci se citește valoarea imediat inferioară).

Se calculează apoi $\frac{Z_M}{x_0}$, $\frac{Z_1}{x_0}$, $\frac{Z_2}{x_0}$ și se citesc σ și $\bar{x}$ după diagramele alăturate.

În felul acesta $V=\frac{\Sigma\sigma}{\Sigma\bar{x}}$ adică se fac sumele de pe întreaga diagramă.

După cum se observă din formula (2), valoarea lui σ (numărătorul formulei) nu depinde prea mult de Z_1 și Z_2 deoarece principalul termen de sub radical este $\frac{Z_M^2}{2}$, în ceilalți intervenind diferențele $Z_M^2-Z_1^2$ și $Z_M^2-Z_2^2$; ei fiind foarte mici, erorile ce se comit neglijîndu-i sînt mai mici de 0,5 %.

Într-o lucrare anterioară, am arătat că

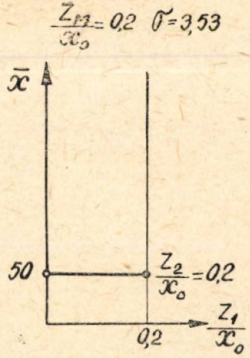
$$\frac{V}{U}=\frac{Y_M}{2\sqrt{2}}\,\frac{\sqrt{\sum_{i=0}^{n}\left(A_i^2+B_i^2\right)}}{\sum_{i=0}^{n}B_{2i+1}},$$

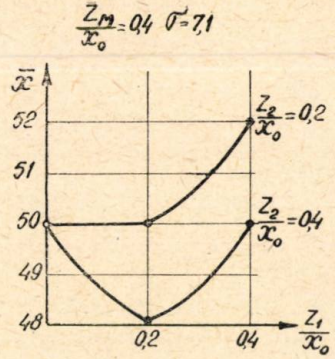
în care

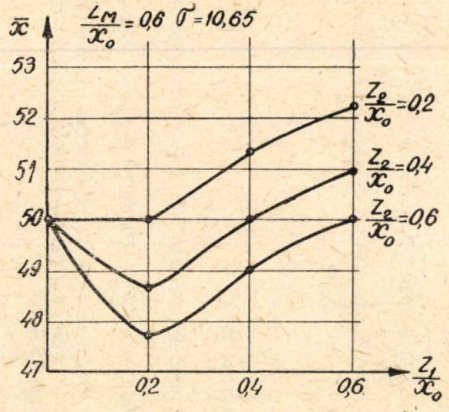
A_i sînt coeficienții termenilor în cosinus din seria Fourier și B_i sînt coeficienții termenilor în sinus (presupunem diagrama periodică, deci putîndu-se descompune într-o serie Fourier); făcîndu-se calculul se poate observa că $V=(1{,}15-1{,}30)\,U$. De aici rezultă că calculul a dat rezultate bune.

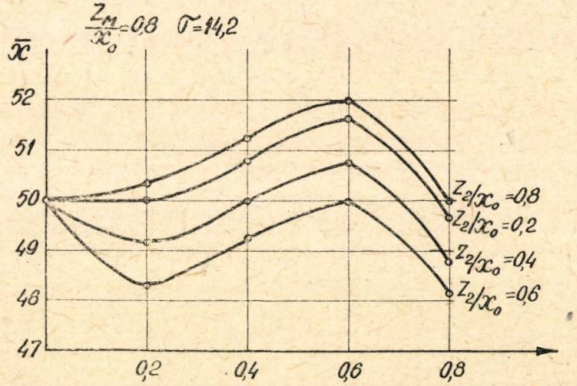
După cum se vede pentru din diagramă $\frac{Z_M}{x_0}=0{,}8$, care este cel mai întîlnit în practică, $\bar{x}$, prezintă o anumită periodicitate. Acest lucru este explicabil, deoarece pentru o gamă întreagă de măsurători $\bar{x}$ trebuie să fie același, aproximativ în jurul lui x_0.

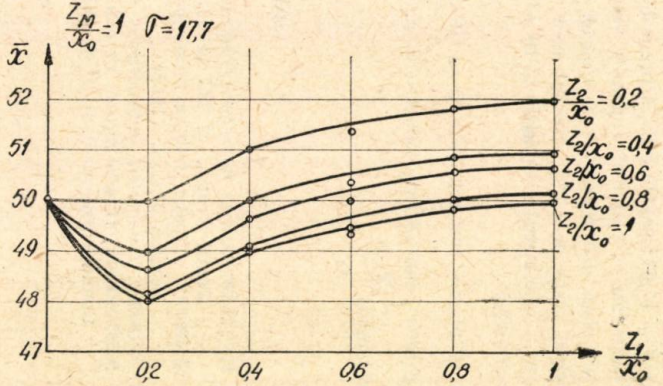
S-au făcut măsurători după diagrame înregistrate. Aceste măsurători au dat cu formula aproximativă pentru U (măsurat) $=15{,}07$, pe $V=17{,}5$; pentru o împărțire a diagramei în


$\frac{Z_M}{x_0}$= 0,2 σ=3,53
$\bar{x}$
50
$\frac{Z_2}{x_0}$=0,2
0,2
$\frac{Z_1}{x_0}$


$\frac{Z_M}{x_0}$=0,4 σ=7,1
$\bar{x}$
52
51
50
49
48
$\frac{Z_2}{x_0}$=0,2
$\frac{Z_2}{x_0}$=0,4
0,2
0,4
$\frac{Z_1}{x_0}$


$\frac{Z_M}{x_0}$=0,6 σ=10,65
$\bar{x}$
53
52
51
50
49
48
47
$\frac{Z_2}{x_0}$=0,2
$\frac{Z_2}{x_0}$=0,4
$\frac{Z_2}{x_0}$=0,6
0,2
0,4
0,6
$\frac{Z_1}{x_0}$


$\frac{Z_M}{x_0}$=0,8 σ=14,2
$\bar{x}$
52
51
50
49
48
47
Z_2/x_0=0,8
Z_2/x_0=0,2
Z_2/x_0=0,4
Z_2/x_0=0,6
0,2
0,4
0,6
0,8


$\frac{Z_M}{x_0}$=1 σ=17,7
$\bar{x}$
52
51
50
49
48
47
$\frac{Z_2}{x_0}$=0,2
Z_2/x_0=0,4
Z_2/x_0=0,6
Z_2/x_0=0,8
Z_2/x_0=1
0,2
0,4
0,6
0,8
1
$\frac{Z_1}{x_0}$

5 părți $V = 17{,}92$; pentru o împărțire a diagramei în 10 părți $V = 18{,}13$. Prin calculul grafic clasic (integrare cu planimetru pentru valorile pătratice, V este de 18,11). Deci prin metoda împărțirii diagramei în zece părți, eroarea față de metoda clasică (care și ea are o eroare subiectivă), este de 1,1%. Timpul însă de calculat este aproximativ de 7 ori mai mic (circa 40 s prin metoda împărțirii în 10 părți egale a diagramei, față de 4'20'' prin integrare cu planimetrul).

În planșe, sînt reprezentate cu titlul de exemplu pentru cîteva raporturi $\frac{Z_M}{x_0}$, curbele după care se poate extrage valoarea lui $\bar{x}$. Valoarea lui σ este arătată de asemenea pentru aceleași raporturi $\frac{Z_M}{x_0}$.

BIBLIOGRAFIE

1. K. RAUTENSTENGEL, *Rationalisierungsbeispiele aus der Praxis der Zweizylinderspinnesei*. Textil Praxis, *3*, 217 (1953).
2. F. MONFORT, *L'installation du Mesurage Méthodique, dans la Régularité des fils*. L'ingénieur Textile, *378*, 87 (1951).
3. FR. WINTER, *Les métiers automatiques dans le lissage de rayonne*. Rayonnes, *2*, 53, (1952).
4. D. NESTORESCU, *O nouă metodă de calcul a coeficientului de neuniformitate medie patratică*. Comunicările Acad. R. P. R., **VII**, *2*, 211 (1957).

ТРАНСПОРТНЫЕ ПРОБЛЕМЫ (Probleme de transport)

a) *Новые виды тяги на транспорте* (Noi forme de tracțiune în transporturi), Издательство Академии Наук СССР, Москва, 1956.

б) *Вопросы электрификации железных дорог на однофазном токе* (Problemele electrificării căilor ferate cu curent monofazat), Издательство Академии Наук СССР, Москва, 1957.

În cadrul Academiei de Ştiinţe din U.R.S.S. funcţionează un Institut de cercetări pentru problemele complexe de transporturi, condus de T. S. Haciaturov, membru corespondent al Academiei de Ştiinţe U.R.S.S. În acest institut se studiază în general problemele tehnico-economice pe care le ridică existenţa diferitelor forme de transporturi — pe uscat, pe apă şi în aer — şi colaborarea lor armonioasă în vederea satisfacerii, în condiţiile cele mai avantajoase, a necesităţilor din ce în ce mai mari ale economiei naţionale pentru transporturile de mărfuri şi călători; de asemenea institutul cercetează căile pentru dotarea fiecărei forme de transporturi cu utilajul cel mai modern şi consecinţele tehnico-economice care rezultă din introducerea tehnicii noi pentru repartiţia volumului total de transporturi interne pe diferitele forme de transporturi.

În această acţiune de cercetare complexă a problemelor actuale ale transporturilor din U.R.S.S., institutul a trebuit să se preocupe şi de problema modernizării transportului pe căile ferate, în primul rînd prin introducerea tracţiunii cu locomotive electrice, locomotive Diesel şi locomotive cu turbine cu gaze.

Se ştie că Directivele Congresului al XX-lea al Partidului Comunist din Uniunea Sovietică cu privire la cel de al 6-lea plan cincinal de dezvoltare a economiei naţionale din U.R.S.S., prevăd folosirea pe o scară din ce în ce mai largă, în viitorii 10—15 ani, a tracţiunii cu locomotive electrice şi cu locomotive Diesel. Astfel, se prevede ca în acest interval să se treacă la electrificarea principalelor linii de căi ferate cu trafic intens, a liniilor de munte, a magistralelor feroviare cu trafic important de călători, precum şi a sectoarelor suburbane de căi ferate ale centrelor industriale. În cincinalul în curs se vor pune în funcţiune aproximativ 8 100 km linii noi electrificate (de 3,5 ori mai mult ca în cincinalul precedent); de asemenea, vor fi fabricate şi puse în funcţie un număr de 2 250 locomotive Diesel puternice, destinate a înlocui locomotivele cu abur, pe liniile feroviare magistrale neelectrificate. Se prevede că ponderea tracţiunii electrice şi a tracţiunii Diesel din totalul transportului feroviar de mărfuri va atinge în U.R.S.S. aproximativ 40—45% în 1960 şi aproximativ 80—85% în 1965, faţă de numai 12% cît era în 1955.

În ceea ce priveşte folosirea pentru tracţiunea feroviară a turbinelor cu gaze, care prezintă numeroase avantaje tehnico-economice faţă de locomotivele Diesel, se prevede în U.R.S.S.,

în anii viitori, o vastă acţiune de cercetare ştiinţifică, proiectare şi experimentare, în vederea introducerii acestui nou mod de tracţiune pe liniile ferate sovietice.

Institutul publică rezultatele cercetărilor colaboratorilor săi în culegeri de comunicări. În cele ce urmează vom recenza două din aceste culegeri, apărute în 1956 şi 1957, cuprinzînd comunicări privind electrificarea căilor ferate în curent alternativ monofazat de frecvenţă industrială şi utilizarea turbinelor cu gaze în transporturile feroviare şi navale.

Prima culegere, intitulată *Noi forme de tracţiune în transporturi* (1956), are un caracter mai mult tehnico-economic şi cuprinde o introducere şi trei comunicări.

În introducerea semnată de T. S. Haciaturov se arată importanţa folosirii pe scară largă a mijloacelor moderne de tracţiune în economia transporturilor din U.R.S.S. şi se trece în revistă dezvoltarea tracţiunii electrice, cu motoare Diesel şi cu turbine cu gaze în U.R.S.S. şi în alte ţări. În special se scoate în evidenţă importanţa utilizării curentului alternativ monofazat de frecvenţă industrială pentru electrificarea căilor ferate,, care prezintă numeroase avantaje tehnice şi economice faţă de curentul continuu de 1 500 V sau 3 000 V.

Prima comunicare *Premizele tehnico-economice pentru folosirea noilor sisteme de electrificare a căilor ferate în U.R.S.S.* prezentată de D. G. Minov şi P. K. Denisov, după ce cercetează caracteristicile principale ale sistemelor de tracţiune electrică cu curent continuu şi cu curent monofazat de frecvenţă industrială, face o comparaţie preliminară (valabilă pentru momentul elaborării lucrării), din punctul de vedere al investiţiilor capitale specifice şi a cheltuielilor de exploatare între aceste două sisteme. În special se compară chetuielile de investiţii pentru substaţii şi liniile de contact, care sînt simţitor mai reduse pentru sistemul cu curent alternativ monofazat de 50 Hz, consumul specific de energie electrică care de asemenea este mai redus pentru noul sistem şi cheltuielile de investiţii pentru trecerea liniilor telegrafo-telefonice în cabluri subterane care trebuie integral suportate de noul sistem, fiind provocată de existenţa curentului alternativ în linia de contact.

Pe baza acestei comparaţii se comunică apoi indicii tehnico-economici calculaţi pentru electrificarea a două linii, una de 500 km şi a doua de 1 850 km în ambele sisteme (curent continuu 3 000 V şi curent alternativ monofazat 50 Hz, 22 kV la firul de contact şi locomotive cu redresoare ionice), din care de asemenea rezultă superioritatea sistemului cu curent alternativ monofazat de frecvenţă industrială.

În încheiere se arată măsurile luate în U.R.S.S. pentru experimentarea pe scară industrială a noului sistem (punerea în exploatare în 1955 a liniei experimentale Ojerelie — Paveleţ de 138 km lungime) şi începerea fabricării locomotivelor de puteri mari (4 250 CP şi 5 700 CP).

A doua comunicare *Curentul monofazat 50 Hz la căile ferate din ţările străine* prezentată de A. A. Terehov, cuprinde într-o primă parte o privire de ansamblu asupra stadiului actual al electrificării căilor ferate în lume (lungimea liniilor electrificate în diversele ţări, sistemele utilizate etc.), precum şi rezultatele unor studii întreprinse în cîteva ţări, pentru compararea sistemului cu curent alternativ monofazat, 50 Hz sau 60 Hz, 20—25 *k*V, cu sistemul cu curent continuu 3 kV; toate aceste studii ajung la concluzia superiorităţii sistemului cu curent alternativ monofazat de frecvenţă industrială.

În a doua parte a lucrării se prezintă o serie de date tehnice asupra electrificării căilor ferate în curent monofazat, realizate sau proiectate în ţările străine şi anume în Ungaria (prima ţară din lume în care s-a utilizat sistemul cu curent alternativ monofazat 50 Hz) Germania, Franţa, Turcia, Anglia şi Congo-Belgian.

În partea a treia a comunicării se analizează perspectivele electrificării transportului feroviar în S.U.A. şi în Anglia.

Într-o anexă se dau, după situaţia din 1953, caracteristicile principale ale tuturor liniilor electrificate din ţările străine (denumirea liniei, lungimea, tensiunea la firul de contact, sistemul de curent, sistemul de suspensie a firului de contact şi anul electrificării).

A treia comunicare *Utilizarea locomotivelor şi motoarelor cu turbine cu gaze în ţările străine* prezentată de A. A. P o p o v, expune într-o primă parte o comparaţie economică din punctul de vedere al gospodăriei energiei pe locomotive şi vapoare folosind maşini cu abur, motoare cu ardere internă, turbine cu gaze şi acţionare electrică.

În partea a doua se face o scurtă prezentare istorică a folosirii turbinei cu gaze în transporturi, începînd din 1791 (cînd a apărut primul brevet pentru o turbină cu gaze folosind gaz de gazogen) şi pînă în prezent.

Partea a treia şi a patra a lucrării cuprinde descrierea tehnică şi caracteristicile principale ale locomotivelor cu turbine cu gaz construite între 1941 şi 1954 de firmele Brown-Boveri(Elveţia) de 2 200 şi 2 500 CP, Metropolitan-Vickers (Anglia) de 3 000 CP, General Electric (S.U.A.) de 450 CP, Westinghouse Electric (S.U.A.) de 4 000 CP, Boeing (S.U.A.) de 380 CP (locomotivă de manevră) şi ale locomotivelor cu acţionare combinată (Diesel-turbină cu gaze) construite între 1952 şi 1954 de firmele Renault-Pescara (Franţa) şi Götaverken (Suedia), ambele de 1 000 CP.

Partea a cincea şi a şasea cuprinde iarăşi descrierea tehnică şi caracteristicile principale ale instalaţiilor de forţă cu turbine cu gaze, utilizate pentru acţionarea vapoarelor comerciale şi de război, construite de firmele : British Thomson - Houston (1 200 CP), Allen (180 CP), English-Electric (6 500 CP), Mitzubishi (450 CP), Pametrada (3 500 CP), Ruston-Hornsby (1 100 CP), Metropolitan-Vickers (2 500 CP şi 4 500 CP), Rolls-Royce (5 400 CP), Boeing (45 CP, 150 CP şi 160 CP), Rover (200 CP) şi Pescara (1 200 CP).

În partea a şaptea a comunicării se dă o scurtă descriere a instalaţiilor de forţă cu turbine cu gaze pentru vapoare, alimentate cu combustibil de la generatoare de gaz cu pistoane libere, construite în Franţa.

În sfîrşit, partea a opta cuprinde o comparaţie tehnico-economică între diversele instalaţii de forţă pentru tracţiunea pe uscat şi pe apă, şi domeniile de folosire optimă a fiecărui tip de instalaţie, pe baza experienţei acumulate.

A doua culegere intitulată *Problemele electrificării căilor ferate cu curent monofazat* (1957) cuprinde patru comunicări tehnico-ştiinţifice asupra rezultatelor cercetărilor întreprinse în perioada 1954—1955 de colaboratorii institutului, în legătură cu folosirea curentului monofazat de frecvenţă industrială pentru tracţiunea feroviară.

În prima comunicare *Sarcinile verificării experimentale a sistemului de tracţiune electrică utilizînd curentul monofazat de frecvenţă industrială* de D. K. M i n o v, sînt expuse liniile principale ale cercetărilor teoretice şi experimentale, precum şi lucrările de proiectare necesare a mai fi întreprinse în U.R.S.S. pentru pregătirea introducerii pe scară largă a noului sistem în transportul feroviar din U.R.S.S. Lucrarea cuprinde o listă a sarcinilor cu caracter tehnico-ştiinţific ce revin diverselor ministere şi organe centrale interesate în această problemă şi a căror îndeplinire trebuie să fie coordonată pentru atingerea în timp util a scopului propus.

În special autorul acordă o mare atenţie problemelor legate de fabricarea şi exploatarea locomotivelor electrice cu redresoare cu vapori de mercur, ţinînd seama de intensitatea traficului pe liniile ferate ce urmează a se electrifica în U.R.S.S. şi de condiţiile climaterice grele în care vor trebui să funcţioneze redresoarele. De asemnea, este subliniată necesitatea continuării lucrărilor de cercetare şi proiectare pentru locomotivele electrice cu motoare asincrone de tracţiune şi pentru vagoanele automotoare cu motoare de tracţiune de curent alternativ cu colector.

În a doua comunicare *Calculul vitezei de circulaţie a locomotivelor electrice cu redresoare cu vapori de mercur şi al fazelor armonicelor principale din curentul primar* de S. A. P e t r o v

este expusă o metodă pentru calculul vitezei de circulaţie şi al fazelor armonicelor curentului de alimentare, ţinîndu-se seama de procesul de comutare a arcului din redresoarele cu vapori de mercur ale locomotivelor. Autorul stabileşte că viteza locomotivelor cu redresoare scade după o funcţie complexă. Metoda ia în consideraţie, cu o aproximaţie suficientă, rezistenţa reţelei de tracţiune şi influenţa funcţionării altor locomotive alimentate de aceeaşi reţea.

A treia comunicare *Determinarea armonicelor componente şi a curentului echivalent perturbator din reţeaua de contact la funcţionarea locomotivelor electrice cu convertizoare ionice* de V. A. Golovanov, studiază funcţionarea locomotivelor pe baza unei scheme echivalente (elaborată în colaborare cu S. A. Petrov), mai comodă pentru cercetarea fenomenelor care au loc în circuitele cu redresoare ionice. Lucrarea cercetează forma curbei curenţilor din circuitele de alimentare a grupurilor de redresoare cu vapori de mercur de pe locomotivele electrice. În schema echivalentă folosită, toate inductanţele acestor circuite se reduc la două inductanţe: inductanţa circuitului primar şi inductanţa circuitului străbătut de curentul redresat; raportul K dintre aceste două inductanţe se ia ca parametru principal pentru studiul formei curbelor curenţilor cercetaţi. Studiul se face pentru valori ale raportului K cuprins între 1 şi ∞, ceea ce permite stabilirea armonicelor curentului de alimentare a locomotivelor în funcţie de parametrii conductorului de contact şi aprecierea influenţei perturbatoare asupra liniilor de telecomunicaţii învecinate.

În comunicarea a patra *Determinarea coeficientului de folosire a greutăţii aderente a locomotivelor electrice în porţiunile curbe ale liniei* de V. N. Hlebnikov, se cercetează influenţa curbelor liniilor de cale ferată asupra efortului de tracţiune dezvoltat de locomotivele electrice, pe baza unor ipoteze de calcul proprii ale autorului.

Ambele culegeri dau o imagine clară şi completă asupra activităţii de cercetare tehnico-economică şi tehnico-ştiinţifică dezvoltate în cadrul Institutului de cercetări pentru problemele complexe de transporturi ale Academiei de ştiinţe din U.R.S.S., în special în legătură cu introducerea sistemului de tracţiune electrică cu curent monofazat de frecvenţă industrială, studiul lor poate fi de un real folos pentru tehnicienii care se ocupă în prezent cu problema modernizării tracţiunii pe căile ferate din R.P.R.

M. Bercovici
Membru corespondent al Academiei R.P.R.

KURT HOFMANN, *Über die Entwicklung des Energiebedarfes* (Despre dezvoltarea necesităţilor de energie), Freiberger Forschungshefte A, 92. Akademie Verlag, Berlin, 1957 150 pag.

Autorul cărţii a acumulat un material vast şi foarte variat în această broşură cu un stil viu şi combativ. Scopul cărţii este de a atrage atenţia asupra problemei energiei şi de a contribui la promovarea unei concepţii energetice în R.D.G.

Cartea cuprinde probleme variate şi interesante ca: creşterea necesităţilor omului, cauza tendinţei de creştere a productivităţii muncii; baza evoluţiei omenirii, utilizarea energiei străine pentru creşterea productivităţii; dinamica creşterii necesităţilor de energie în trecut; obţinerea respectiv utilizarea purtătorilor de energie pînă în prezent; rezerve de purtători clasici de energie.

În ceea ce priveşte dezvoltarea viitoare se discută despre: dezvoltarea probabilă a necesităţilor de energie în viitor; utilizarea viitoare probabilă a purtătorilor de energie; acoperirea necesităţilor viitoare de energie; lipsă de energie, apă şi aer; productivitatea muncii, sursa bunăstării unui popor.

Autorul pune accent deosebit pe corelația strînsă care există între consumul de energie și productivitatea muncii. De fapt acesta este meritul principal al acestei lucrări. Sînt însă prea puține date pentru a putea aprofunda această temă. Recenzentul nu este de acord cu afirmația autorului că raportul între ritmul de creștere a consumului energiei electrice și a creșteri[1] productivității muncii este în permanentă creștere. Studiile făcute de recenzent confirmă mai degrabă că acest raport tinde asimptotic, însă foarte repede, către o valoare fixă.

Autorul broșurii expune o serie de puncte de vedere și soluții care merită să fie discutate în rîndul energeticienilor și în deosebi de acei care trasează politica energetică în țările lor.

El propune o exploatare forțată a resurselor clasice pînă la limita economicității, întrucît probabil celelalte resurse pînă în 1957 nu vor putea juca un rol important în balanța energetică

El arată că importul de energie electrică nu va juca un rol mai mare nici în viitor și are mai mult rolul de a aplatiza curbele de sarcină.

Autorul ridică problema statisticii energetice, exprimînd părerea că cunoașterea mai amănunțită a datelor ar atrage participarea mai largă a specialiștilor la rezolvarea problemelor.

Foarte interesant este capitolul despre rolul economiei de energie, care relevă importanța acțiunilor organizate pentru reducerea consumului specific de energie. El arată că restricții de energie și reduceri de tensiuni din rețea nu sînt metode reale de economie ci de multe ori aduc daune mai mari decît folosul care rezultă.

Autorul se ocupă pe larg cu problema importanței electrificării căilor ferate din punctul de vedere al îmbunătățirilor balanței energetice.

Este foarte interesantă problema ridicată de autor despre politica de prețuri a energiei primare, care dacă nu este justă poate duce la utilizarea greșită a resurselor energetice.

Autorul arată că problema importului de combustibil va deveni din an în an mai dificil, întrucît toată Europa afară de U.R.S.S. tinde spre un deficit de cărbune și cocs.

Tonul care se relevă din unele capitole este poate uneori exagerat, dar se simte că este dictat de dorința autorului de a atrage atenția asupra problemei acoperirii necesităților de energie.

Cartea lui Kurt Hofmann este interesantă pentru toți cercetătorii și inginerii cu preocupări energetice.

Csaba Nagy

F 923

ACADEMIA REPUBLICII POPULARE ROMÎNE
INSTITUTUL DE ENERGETICĂ

STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ

Tomul VIII 1958

INDEX ALFABETIC

	Nr.	Pag.
ENERGETICĂ GENERALĂ		
CONSTANTINESCU M., CARACUDOVICI V., MOCIORNIŢA C. şi STEGĂROIU P., Elemente de hidrologie în studiul resurselor hidroenergetice din R.P.R.	3	325
CONSTANTINESCU MIHAI, Contribuţie la studiul indicilor calitativi ai resurselor hidroenergetice	4	489
DUMITRESCU ADRIAN, ELEFTERESCU MARIUS şi KOVACS ŞTEFAN, Contribuţii la stabilirea dinamicii consumurilor energetice	2	183
SZMUK ALEXANDRU şi SOCI ANTOANETA, Perspectivele intervenţiei energiei nucleare în dezvoltarea energeticii cu referire la R.P.R.	2	163
TERMOENERGETICĂ şi TERMOTEHNICĂ		
ANTONESCU NICULAE şi colab., Regimul tehnic şi hidrodinamic al cazanului experimental „Vuia"	1	21
ANTONESCU N., Asupra schemelor de circulaţie la cazanul Vuia	2	219
ANTONESCU N. şi colab., Asupra caracteristicilor de funcţionare a cazanului Vuia	4	537
BĂRĂNESCU G., Asupra interpretării unor mărimi termodinamice	4	503
BÎCLEŞANU D., CARABOGDAN I. şi WESTFRIED F., Nomograme pentru calculul proceselor de ardere în focare industriale	2	205
BUIMOVICI D., Randamentul termic, termodinamic şi exergetic al instalaţiilor termoenergetice	2	195
GHIA VICTOR V., O metodă pentru indentificarea defectelor interioare ce pot apărea la recuperatoare	1	39
GHIA VICTOR V., Studiul caracteristicilor aerodinamice la un tip de recuperator cu proeminenţa aciculară	3	347
PĂNOIU N., CARABOGDAN I şi CAZACU C., Aspecte ale măcinării ligniţilor în mori cu ciocane	3	337
RUCKENSTEIN E. şi SCHORR V., Despre modelul propus de Levenspiel şi Walton pentru transferul de căldură dintre un strat fluidizat şi perete	1	7
RUCKENSTEIN E., Despre transferul de căldură în cazul fierberii	1	15
WESTFRIED F., Funcţiile de schimb şi factorii de formă ai sistemelor termice radiante	4	511

c. 2014

	Nr.	Pag.
MAŞINI TERMICE		
VASILESCU C. A. şi PIMSNER V., Aplicarea teoriei vînei libere la un compresor cu jet lucrînd cu gaze de evacuare	1	47
MOTOARE CU COMBUSTIE INTERNĂ		
ARAMĂ C. şi SOARE M., Consideraţii asupra raportului de compresie necesar motoarelor cu aprindere prin scînteie	3	381
BĂRĂNESCU G., Determinarea legii de injecţie la sistemele de alimentare prevăzute cu pompe de refulare elastică	3	367
TEHNOLOGIA COMBUSTIBILILOR		
BLUM I., BOLCHI FR. şi MIHAIL M., Stabilirea indicilor de gazeificare a unor deşeuri agricole I. Gazeificarea cojilor de la decorticarea orezului.	1	57
BLUM I., BOLCHI FR., BERCOVICI B. şi ARDELEANU V., Influenţa alurii termice asupra calităţii cocsului. I. Studiul cărbunilor de Lupeni	1	65
BLUM I., PIATKOWSKI TH., EPURE I. şi MĂRCULESCU O., Posibilităţi de fabricare a unui gaz de gazogen desulfurat	1	79
BLUM I., BOLCHI FR. şi MUSCĂ G., Încercări de ameliorare a calităţilor brichetelor din ligniţi, fără liant, prin tratamente termice	2	229
BLUM I., BOLCHI FR., BERCOVICI B. şi KRAFT E., Studii privind carboxireactivitatea cocsurilor fabricate din huile din R.P.R.	2	243
BLUM I şi colab., Surse termoenergetice din sud-estul ţării. III. Cercetări privind posibilităţile de valorificare a derivatelor de la carbonizarea parţială a stufului : ape pirolignoase, gudron şi gaze	2	257
ELECTROENERGETICĂ şi ELECTROTEHNICĂ		
APETREI C. şi CREŢU D., Regimuri de funcţionare nesimetrică a generatoarelor sincrone în cazul sistemelor energetice locale	4	599
BĂLĂ C. V., Un regulator automat de tensiune de tip electromagnetic	4	621
BÎRGĂUANU MIHU, Factorul optim de acoperire a pasului polar la selsinuri generatoare şi motoare	2	287
BÎRGĂUANU MIHU, O constantă de proiectare pentru selsinuri generatoare şi motoare		
DIMO PAUL, Separarea nodurilor cu utilizarea curenţilor de scurtcircuit, metodă unitară pentru analiza sistemelor electroenergetică. I. Analizatorul grafic	3	451
FRANSUA AL., Criterii de proiectare prin analogie a maşinii fără înfăşurare de excitaţie pe stator	3	435
DRĂGAN GLEB, Problema folosirii conductoarelor de protecţie la liniile de medie tensiune	3	419
MANEA F., Despre utilizarea metodelor tensoriale şi matriciale la studiul reţelelor electrice	4	555
MIHNEVICI G. V., Reglarea automată a excitaţiei generatorului sincron ca mijloc de îmbunătăţire a stabilităţii	2	273
MOCANU C. I., Teoremele generale de reducere a reţelelor electrice	1	105
MOCANU C. I., Transmisia energiei electromagnetice pe liniile lungi trifazate cu construcţie asimetrică, în regim dezechilibrat	4	573
NESTORESCU D. N., O nouă schemă de amplificator electronic de curent alternativ sensibil la fază	1	131
POPOV M. V., Utilizarea bezoutiantei în teoria stabilităţii	1	87
POPOV M. V., Evaluări ale soluţiilor unor sisteme neautonome de ecuaţii diferenţiale care intervin în probleme de reglare automată. Criterii pentru mărginirea soluţiilor	3	405
RĂDULEŢ REMUS, Asupra mărimilor macroscopice de stare a cîmpului electric	3	391

NOTE

	Nr.	Pag.
BĂRĂNESCU G., O metodă pentru simplificarea calculului arderii în regim variabil	2	309
BUIMOVICI D., Despre bilanţul termic	1	145
BUIMOVICI D., BĂLĂ ELENA şi TOTIRESCU GABRIELA, Variaţia volumului aparent al cărbunilor bruni tineri în funcţie de umiditate	2	299
NESTORESCU D., Despre stabilitatea surselor de alimentare pentru maşina analoagă de calcul	2	304
NESTORESCU D. N., Rezultatele experimentale obţinute cu noua metodă analitică de calcul a coeficientului de regularitate medie pătratică	4	635
* * * Consfătuirea „Electrificarea agricolă şi rurală în R.P.R."	3	477

RECENZII

ДОЛГИНОВ А. И., *Резонанс в электрических цепях и системах* (Rezonanţa în reţele şi sisteme electrice). Госэнергоиздат, Москва, 1957, 327 pag. (*E. Arie*)	1	151
HOFMANN KURT, *Über die Entwiclung des Energiebedarfes* (Despre dezvoltarea necesităţilor de energie) Freiberger Forschungshefte, Akademie Verlag, Berlin, 1957, 150 pag. (*Csaba Nagy*)	4	642
КАВАДЕРОВ А. В., *Тепловая работа пламенных печей* (Funcţionarea termică a cuptoarelor cu flacără). Металлургиздат, Свердловск, 1956, 367 pag. (*Victor V. Ghia*)	2	315
MOGSONYI E., *Water Power Development. Low head Power Plants* (Amenajări hidroenergetice. Centrale hidroelectrice cu cădere mică). Publishing House of the Hungarian Academy of Sciences, Budapesta, 1957, vol. I, 908 pag. (*Paul Stegăroiu*)	2	313
РЕШЕТНИКОВ Е. М., *Теория и расчет фазочувствительных усилительных выпрямителей* (Teoria şi aplicaţia amplificatoarelor redresoare sensibile la fază). Оборонгиз, Москва, 1956, 92 pag. (*D. N. Nestorescu*)	2	317
* * * *O nouă publicaţie de specialitate* (*D. Buimovici*)	1	152
* * * Академия Наук СССР, Институт Комплексных транспортных проблем. a. *Новые виды тяги на транспорте* (Noi forme de tracţiune în transporturi). Издательство Акад. Наук СССР, Москва, 1956. b. *Вопросы электрификации железных дорог на однофазном токе.* (Problemele electrificării căilor ferate cu curent monofazat). Издательство Акад. Наук СССР, Москва, 1957 (*M. Bercovici*)	4	639

АКАДЕМИЯ РУМЫНСКОЙ НАРОДНОЙ РЕСПУБЛИКИ
ИНСТИТУТ ЭНЕРГЕТИКИ

ТРУДЫ И ИССЛЕДОВАНИЯ ПО ЭНЕРГЕТИКЕ

Том VIII 1958

АЛФАВИТНЫЙ УКАЗАТЕЛЬ

	№	Стр.
ОБЩАЯ ЭНЕРГЕТИКА		
ДУМИТРЕСКУ АДРИАН, ЭЛЕФТЕРЕСКУ МАРИУС и КОВАЧ ШТЕФАН, К установлению динамики энергетического потребления	2	183
КОНСТАНТИНЕСКУ М., КАРАКУДОВИЧ В., МОЧОРНИЦЭ К. и СТЕГЕРОЮ П., Гидрологические элементы в исследовании гидроэнергетических ресурсов РНР	3	325
КОНСТАНТИНЕСКУ МИХАЙ, К вопросу о качественных показателях гидроэнергетических ресурсов	4	489
СМУК АЛЕКСАНДРУ и СОЧИ АНТУАНЕТА, Перспективы влияния ядерной энергии на ход развития энергетики в РНР	2	163
ТЕРМОЭНЕРГЕТИКА И ТЕРМОТЕХНИКА		
АНТОНЕСКУ НИКОЛАЕ и сотрудники, Тепловой и гидродинамический режим опытного котла типа „Вуя"	1	21
АНТОНЕСКУ Н., О схеме циркуляции в котле „Вуя"	2	219
АНТОНЕСКУ Н. и сотрудники, О характеристиках работы котла „Вуя"	4	537
БУЙМОВИЧ Д., Термический, термодинамический и эксергетический к.п.д. теплосиловых установок	2	195
БЫКЛЕШАНУ Д., КАРАБОГДАН И. и ВЕСТФРИД Ф., Номограммы для расчета процессов горения в промышленных топках	2	205
БЭРЭНЕСКУ Г., О толковании значения некоторых термодинамических величин	4	503
ВЕСТФРИД ФЛОРИН, Функции обмена и факторы форм излучающих тепловых систем	4	511
ГИЯ ВИКТОР В., Метод обнаружения дефектов в рекуператоре	1	39
ГИЯ ВИКТОР В., Исследование аэродинамических характеристик одного типа рекуператора с игольчатыми выступами	3	347
ПЭНОЮ Н., КАРАБОГДАН И. и КАЗАКУ К., О размоле лигнитов шахтными мельницами	3	337
РУКЕНШТЕЙН Е. и ШОРР В., О модели Левеншпиля и Вальтона. Относительно теплопередачи между кипящим слоем и стенкой	1	7
РУКЕНШТЕЙН Е., О теплопередаче при кипении	1	15

	№	Стр.
ТЕПЛОВЫЕ ДВИГАТЕЛИ		
ВАСИЛЕСКУ К. А. и ПИМЗНЕР В., Применение теории свободной струи к струйному компрессору, приводимому в действие отработанными газами	1	47
ДВИГАТЕЛИ ВНУТРЕННЕГО СГОРАНИЯ		
АРАМЭ К. и СОАРЕ М., О степени сжатий, необходимой двигателям с искровым зажиганием	3	381
БЭРЭНЕСКУ Г., Определение закона впрыска в системах питания с насосами упругого нагнетания	3	367
ТЕХНОЛОГИЯ ТОПЛИВА		
БЛУМ И., БОЛКИ Ф. и МИХАИЛ М., Определение показателей газификации сельскохозяйственных отходов. I. Газификация рисовой шелухи	1	57
БЛУМ И., БОЛКИ Ф., БЕРКОВИЧ Б. и АРДЕЛЯНУ В., Влияние теплового режима на качество кокса. I. Исследование угля месторождения Лупени	1	65
БЛУМ И., ПЯТКОВСКИЙ Т., ЕПУРЕ В. и МЭРКУЛЕСКУ О., Возможность выработки обессеренного генераторного газа	1	79
БЛУМ И., БОЛКИ Ф. и МУСКА Г., Опыт улучшения качества лигнитовых брикетов, изготовленных без связывающего, путем термической обработки	2	229
БЛУМ И., БОЛКИ Ф., БЕРКОВИЧ Б. и КРАФТ Е., Исследование карбоксиреактивности кокса, изготовленного из румынских каменных углей	2	243
БЛУМ И. и сотрудники, Новые теплоэнергетические источники на юго-востоке страны. III. Исследование по использованию смол, газов и пиролигнозных вод от частичной карбонизации камыша	2	257
ЭЛЕКТРОЭНЕРГЕТИКА И ЭЛЕКТРОТЕХНИКА		
АПЕТРЕЙ К. и КРЕЦУ Д., Режимы несимметричной работы синхронных генераторов в местных энергетических системах	4	599
БЫЛЭ К. В., Автоматический регулятор напряжения электромагнитного типа	4	621
БЫРГЭУАНУ МИХУ, Оптимальный коэффициент покрытия полюсного шага в сельсинах-генераторах и двигателях	2	287
БЫРГЭУАНУ МИХУ, Постоянная для проектирования сельсинов-генераторов и двигателей	3	443
ДИМО ПАУЛ, Разделение узлов с использованием токов короткого замыкания как единый метод анализа электроэнергетических систем. I часть. Графический анализатор	3	451
ДРЭГАН ГЛЕБ, Вопрос использования защитных проводов на линиях передачи среднего напряжения	3	419
МАНЯ Ф., Применение тензорных и матричных методов к исследованию электрических сетей	4	555
МИХНЕВИЧ Г. В., Автоматическое регулирование возбуждения синхронного генератора как средство повышения устойчивости	2	273
МОКАНУ К. И., Общие теоремы приведения электрических сетей	1	105
МОКАНУ К. И., Передача электромагнитной энергии по длинным трехфазным линиям асимметрической конструкции при неуравновешенном режиме	4	573

	№	Стр.
НЕСТОРЕСКУ Д. Н., Новая схема фазочувствительного электронного усилителя для переменного тока	1	131
ПОПОВ М. В., Применение безутианта в теории устойчивости	1	87
ПОПОВ М. В., Оценка решений некоторых неавтономных систем дифференциальных уравнений, применяемых в задачах автоматической регулировки. Критерии ограничения решений	3	405
РЭДУЛЕЦ РЕМУС, О макроскопических величинах состояния электрического поля	3	391
ФРАНСУА А., Критерии проектирования по аналогии машины без обмотки возбуждения на статоре	3	435
ЗАМЕТКИ		
БУЙМОВИЧ Д., О тепловом балансе	1	145
БУЙМОВИЧ Д., БИЛА ЕЛЕНА и ТОТИРЕСКУ ГАБРИЕЛА, Изменение кажущегося объема молодого бурого угля в зависимости от влажности	2	299
БЭРЭНЕСКУ Г., Упрощенный метод расчета горения при переменном режиме	2	309
НЕСТОРЕСКУ Д., О стабильности источников питания для электронной модели счетной машины	2	304
НЕСТОРЕСКУ Д. Н., Экспериментальные данные, полученные новым аналитическим методом расчета коэффициента среднеквадратичной регулярности	4	635
* * * Совещание по электрификации сельского хозяйства и сел в РНР	3	477
РЕЦЕНЗИИ		
ГОФМАНН КУРТ, О росте потребности в энергии, 1957, 150 стр. (*Сабо Наги*)	4	642
ДОЛГИНОВ А. И., Резонанс в электрических цепях и системах. Госэнергоиздат, Москва, 1957 г., 327 стр. (*Е. Арие*)	1	151
КАВАДЕРОВ А. В., Тепловая работа пламенных печей. Металлургиздат, Свердловск, 1956, 367 стр. (*Виктор В. Гиа*)	2	315
МОЧОНИ Е., Гидроэнергетическое устройство, том I, ГЭС с малым падением воды, 1957, 908 стр. (*П. Стегэрою*)	2	313
РЕШЕТНИКОВ Е. М., Теория и расчет фазочувствительных усилительных выпрямителей. Оборонгиз, Москва, 1956, 92 стр. (*Д. Н. Несторескy*)	2	152
* * * Академия Наук СССР. Институт комплексных транспортных проблем, а) Новые виды тяги на транспорте. Академия Наук СССР, Москва, 1956, б) Вопросы электрификации железных дорог на однофазном токе. Издательство Академии Наук СССР, Москва, 1957, (*М. Беркович*)	4	639

ACADÉMIE DE LA RÉPUBLIQUE POPULAIRE ROUMAINE
INSTITUT D'ÉNERGÉTIQUE

ÉTUDES ET RECHERCHES D'ÉNERGÉTIQUE

Tome VIII 1958

INDEX ALPHABÉTIQUE

	N°	Page
ÉNERGÉTIQUE GÉNÉRALE		
CONSTANTINESCU M., CARACUDOVICI V., MOCIORNIŢA C. et STEGĂROIU P., Eléments d'hydrologie pour l'étude des ressources hydro-énergétiques de la République Populaire Roumaine	3	325
CONSTANTINESCU MIHAI, Contribution à l'étude des indices de qualité des ressources hydro-énergétiques	4	489
DUMITRESCU ADRIAN, ELEFTERESCU MARIUS et KOVACS ŞTEFAN, Contribution à l'étude de la dynamique des consommations d'énergie	2	183
SZMUK ALEXANDRU et SOCI ANTOANETA, Les perspectives de l'intervention de l'énergie nucléaire dans le progrès de l'énergétique de la République Populaire Roumaine	2	163
THERMOÉNERGÉTIQUE ET THERMOTECHNIQUE		
ANTONESCU NICOLAE et collab., Le régime thermique et hydrodynamique de la chaudière expérimentale «Vuia»	1	21
ANTONESCU N., Les schémas de circulation dans la chaudière Vuia	2	219
ANTONESCU N. et collab., Des caractéristiques en charge de la chaudière Vuia	4	537
BĂRĂNESCU G., De l'interprétation de quelques grandeurs thermodynamiques	4	503
BÎCLEŞANU D., CARABOGDAN I. et WESTFRIED F., Nomogrammes de calcul des processus de combustion dans les foyers industriels	2	205
BUIMOVICI D., Le rendement thermique, thermodynamique et énergétique des installations thermoénergétiques	2	195
GHIA VICTOR V., Méthode permettant d'identifier les défauts qui peuvent apparaître dans un récupérateur	1	39
GHIA VICTOR V., Etude des caractéristiques aérodynamiques d'un type de récupérateur à proéminences aciculaires	3	347
PĂNOIU N., CARABOGDAN I. et CAZACU C., Aspects du broyage des lignites dans des moulins à pilons	3	337
RUCKENSTEIN E. et SCHORR V., Considérations sur le mécanisme proposé par Levenspiel et Walton pour le transfert de chaleur entre une couche fluidifiée et une paroi	1	7
RUCKENSTEIN E., Sur le transfert de chaleur dans le cas de l'ébullition	1	15
WESTFRIED F., Fonctions d'échange et facteurs de forme des systèmes thermiques radiants	4	511

MACHINES THERMIQUES

	N°	Page
VASILESCU C. A. et PIMSNER V., Application de la théorie du jet libre à un compresseur à jet, fonctionnant aux gaz d'échappement	1	47

MOTEURS À COMBUSTION INTERNE

ARAMĂ C. et SOARE M., Considérations sur le rapport de compression nécessaire aux moteurs à allumage par étincelle	3	381
BĂRĂNESCU G., Détermination de la loi d'injection dans les systèmes d'alimentation pourvus de pompe commandée par ressorts	3	367

TECHNOLOGIE DES COMBUSTIBLES

BLUM I., BOLCHI FR. et MIHAIL M., Détermination des indices de gazéification de certains déchets agricoles. I. Gazéification de la bale de riz. .	1	57
BLUM I., BOLCHI FR., BERCOVICI B. et ARDELEANU V., Influence de l'allure thermique sur la qualité du coke. I. Etude du charbon de Lupeni	1	65
BLUM I., PIATKOWSKI TH., EPURE I. et MĂRCULESCU O., Sur la possibilité de fabriquer un gaz de gazogène désulfuré	1	79
BLUM I., BOLCHI FR. et MUSCĂ G., Essais d'amélioration par des traitements thermiques de la qualité des briquettes de lignite sans liant . . .	2	229
BLUM I., BOLCHI FR., BERCOVICI B. et KRAFT E., Etudes sur la carboxyréactivité des cokes de houille fabriqués dans la République Populaire Roumaine	2	243
BLUM I. et collab., Sources thermoénergétiques dans le Sud-Est de la République Populaire Roumaine. III. Recherches sur les possibilités de mise en valeur des dérivés résultant de la carbonisation partielle des roseaux : eaux pyro-ligneuses, goudron et gaz	2	257

ÉLECTROÉNERGÉTIQUE ET ÉLECTROTECHNIQUE

APETREI C. et CREȚU D., Régimes de fonctionnement non symétrique des générateurs synchrones dans le cas de systèmes énergétiques locaux. . .	4	599
BĂLĂ C. V., Un régulateur automatique de tension, du type électromagnétique	4	621
BÎRGĂUANU MIHU, Le meilleur facteur de dépassement de l'intervalle polaire des selsyns générateurs et moteurs	2	287
BÎRGĂUANU MIHU, Une constante pour l'exécution des projets de selsyns générateurs et moteurs	3	443
DIMO PAUL, La séparation des nœuds avec l'utilisation des courants de court-circuit — méthode générale d'analyse des systèmes électroénergétiques. Ire partie. L'analyseur graphique	3	451
FRANSUA AL., Critériums pour les projets par analogie des machines sans enroulement excitateur sur le stator	3	435
DRĂGAN GLEB, Sur l'emploi des conducteurs de protection pour les lignes de moyenne tension	3	419
MANEA F., L'application des méthodes tensorielles et matricielles à l'étude des réseaux électriques	4	555
MIHNEVICI G. V., Le réglage automatique de l'excitation du générateur synchrone en tant que moyen d'améliorer la stabilité	2	273
MOCANU C. I., Les théorèmes généraux de réduction des réseaux électriques .	1	105
MOCANU C. I., Transmission de l'énergie électromagnétique sur les lignes longues triphasées, de construction asymétrique, en régime déséquilibré . .	4	573
NESTORESCU D. N., Un nouveau schéma d'amplificateur électronique de courant alternatif sensible à la phase	1	131

	N°	Page
POPOV M. V., Emploi de la bezoutienne dans la théorie de la stabilité . .	1	87
POPOV M. V., Estimation des solutions de quelques systèmes non autonomes d'équations différentielles intervenant dans les problèmes de réglage automatique. Critériums pour que les solutions soient bornées	3	405
RĂDULEȚ REMUS, Des grandeurs macroscopiques d'état du champ électrique	3	391

NOTES

BĂRĂNESCU G., Méthode pour simplifier le calcul de la combustion en régime variable	2	309
BUIMOVICI D., Le bilan thermique	1	145
BUIMOVICI D., BĂLĂ ELENA et TOTIRESCU GABRIELA, Variation du volume apparent des charbons bruns de formation récente en fonction de l'humidité	2	299
NESTORESCU D., De la stabilité des sources d'alimentation pour la machine analogue de calcul	2	304
NESTORESCU D. N., Les résultats expérimentaux obtenus par la nouvelle méthode analytique de calcul du coefficient de régularité moyenne quadratique	4	635
* * * Conférence sur « L'électrification agricole et rurale de la République Populaire Roumaine »	3	477

COMPTES RENDUS

DOLGUINOV A. I., Резонанс в электрических цепях и системах (Résonance dans les réseaux et systèmes électriques) Gozénergoïzdat, Moscou, 1957, 327 p. (*E. Arie*)	1	151
HOFMANN KURT, Über die Entwicklung des Energiebedarfes, Freiberger Forschungshefte, Akademie Verlag, Berlin, 1957, 150 p. (*Csaba Nagy*)	4	642
KAVADÈROV A. V., Тепловая работа пламенных печей (Fonctionnement thermique des fourneaux à flamme), Métallurguizdat, Sverdlovsk, 1956, 367 p. (*Victor V. Ghia*)	2	315
MOCSONYI E., Water Power Development, vol. I. Low Head Power Plants, Publishing House of the Hungarian Academy of Sciences, Budapest, 1957, 908 p. (*P. Stegăroiu*)	2	313
RÉCHETNIKOV E. M., Теория и расчет фазочувствительных усилительных выпрямителей (Théorie et application des amplificateurs redresseurs sensibles à la phase), Oboronguiz, Moscou, 1956, 92 pag. (*D. N. Nestorescu*)	2	317
* * * Une nouvelle publication de spécialité (*D. Buimovici*)	1	152
* * * ACADÉMIE DES SCIENCES DE L'U.R.S.S. Institut pour les Problèmes complexes des Transports. *a*) Новые виды тяги на транспорте (Nouvelles formes de traction dans les transports) Izdatelstvo Akadémii Nauk S.S.S.R., Moscou, 1956. *b*) Вопросы электрификации железных дорог на однофазном токе (Problèmes de l'électrification des chemins de fer en courant monophasé) Izdatelstvo Akadémii Nauk S.S.S.R., Moscou, 1957 (*M. Bercovici*)	4	639

MŰSZAKI KÖNYVTÁR · ORSZÁGOS · 1883

PENTRU A VĂ ASIGURA O COLECȚIE COMPLETĂ A REVISTEI, REÎNNOIȚI ABONAMENTELE DV. PENTRU 1959

3